

50376
1972
N° d'ordre : 130
161

50376
1972
161

THÈSE

présentée à l'

UNIVERSITÉ DES SCIENCES ET TECHNIQUES DE LILLE I

pour l'obtention du titre de

DOCTEUR-INGÉNIEUR

par

Jacques SELOSSE

Ingénieur E.S.E.



030 027415 9

**ÉTUDE DE LA COMMANDE AUTOMATIQUE
PAR CALCULATEUR EN TEMPS RÉEL
D'UNE USINE
DE FABRICATION D'AGRÉGATS LÉGERS - CONDUITE**

Soutenu le 29 Septembre 1972, devant la Commission d'examen

Messieurs : P. VIDAL, Président et Rapporteur

M. MORIAMEZ, Invité

L. POVY, Examineur

J. DELAMARRE, Invité

J.-M. TOULOTTE, Examineur

P. AUBERT, Invité

A ma femme

A ma fille

A mes parents et beaux-parents.

Avant-Propos

Le travail présenté dans ce mémoire a été effectué au Laboratoire d'Automatique de l'Université des Sciences et Techniques de LILLE I.

Nous adressons notre plus grande reconnaissance à Monsieur le Professeur VIDAL qui nous a formés, aidés et dirigés dans l'élaboration de cette étude. Son dynamisme et ses nombreux conseils, qui assurent une forte cohésion et une saine émulation dans son équipe de recherche, ont été également à la source de bien des orientations de ce mémoire. Qu'il trouve ici l'expression de notre plus vive gratitude pour l'honneur qu'il nous fait d'accepter la Présidence de notre jury.

Nous sommes également très honorés par la présence de Monsieur le Professeur MORIAEZ et nous lui exprimons notre plus profonde gratitude pour le soutien qu'il nous a toujours apporté.

Que Monsieur POVY, Maître de Conférences à l'Université des Sciences et Techniques de LILLE I, trouve ici l'expression de notre reconnaissance pour les encouragements et les conseils amicaux qu'il nous a toujours prodigués.

Nous tenons aussi à remercier Monsieur TOULOTTE, Maître de Conférences à l'Université des Sciences et Techniques de LILLE I pour l'intérêt qu'il nous a témoigné.

Monsieur DELAMARRE, Directeur des Etudes, Techniques et Réalisations des Houillères du Bassin du Nord et du Pas-de-Calais, nous a grandement honorés en acceptant de nous fournir les renseignements sur le procédé de fabrication et en nous permettant l'accès à l'Usine pilote d'Hulluch. Qu'il trouve ici l'expression de notre reconnaissance.

Nous adressons à Monsieur AUBERT, Chargé des automatismes industriels à la DIMELEC, nos remerciements pour l'intérêt qu'il a porté à ce travail et pour sa présence dans notre jury.

Nous remercions sincèrement les Professeurs et tous les chercheurs du laboratoire pour l'aide et l'amitié qu'ils nous ont apportée.

Enfin, nous ne saurions terminer cet avant-propos, sans exprimer notre reconnaissance à tout le personnel du laboratoire pour l'amical accueil avec laquelle il a participé à la confection de ce mémoire.

A V E R T I S S E M E N T

Le travail présenté dans ce mémoire est le fruit des efforts d'une équipe universitaire du Centre d'Automatique de l'Université des Sciences et Techniques de LILLE I et d'une équipe industrielle du département d'Etudes Techniques et Réalisations des Houillères du Bassin du Nord et du Pas-de-Calais.

Dans le souci d'assurer la cohésion de ce fascicule et d'obtenir un contenu exhaustif, les recherches qui n'ont pas abouti à des résultats intéressants, ou dont le caractère dépasse le cadre du sujet abordé ont été simplement mentionnées dans le texte ou en annexe.

Les mises au point constantes, les discussions approfondies effectuées par MM. SELOSSE et WILLAEYS ont été déterminantes dans ce travail. Aussi aurait-il été très difficile, selon la tradition universitaire de dissocier et de souligner la part de chacun des deux auteurs ; dans ce sens nous avons choisi une présentation commune des deux mémoires.

CHAPITRE I

I - Bétons légers

Au cours des vingt dernières années, les différents types de bétons légers ont connu des utilisations et un essor très divers. Certains ont pratiquement disparu (bétons de bois, mâchefer, pouzzolane et ponce notamment), d'autres se sont maintenus avec difficulté (bétons cellulaires), d'autres enfin sont en plein développement comme les bétons d'agrégats artificiels (argile et schistes expansés, cendres volantes frittées).

Nous essaierons de présenter ces divers types de bétons, leurs principales caractéristiques et tenterons de dégager leurs perspectives d'avenir /1/ /2/.

1.1 - Définitions

Les bétons légers sont des bétons dont la densité est inférieure à 1800 kg/m^3 . En fait, la plupart ont une densité comprise entre 400 et 1700 kg/m^3 alors que les bétons normaux ont une densité variant de 2200 à 2400 kg/m^3 .

Il existe trois types de bétons légers que l'on peut classer suivant la méthode employée pour obtenir des "vides" dans le béton :

- les bétons caverneux pour lesquels les vides entre granulats du béton sont réalisés en supprimant la plus grande partie des "fines" contenues dans le béton, c'est-à-dire le sable et une partie du ciment.
- les bétons cellulaires sont ceux qui correspondent à la naissance de petites bulles dans la pâte du mortier par réaction chimique (béton "mousse" ou béton "gaz").
- les bétons d'agrégats légers qui sont des bétons alvéolés. Ce dernier type de béton semble à l'heure actuelle le plus intéressant. On trouvera sur le tableau 1 un échantillonnage des granulats les plus répandus.

1.2 - Classification fonctionnelle

Cette classification repose essentiellement sur les critères d'utilisation des bétons légers.

1.2.1 - Bétons de remplissage

Ce sont en général des bétons non porteurs, de faible densité ($\approx 1000 \text{ kg/m}^3$), bons isolants thermiques, peu résistants à la compression (quelques kg/cm^2). Leur constitution est souvent caverneuse ou cellulaire.

Différents types d'agrégats utilisables

Matériau	Origine ou Mode d'obtention	Densité moyenne à l'état sec.
Ponce	Volcanique - A base de Silice	0,5 / 0,7
Copeaux et Sciure de bois	Naturelle - Pin, Sapin, Peuplier	0,5 / 1
Argile et Schiste expansés	Naturelle + Cuisson spéciale	0,3 / 1
Mâchefer	Artificielle - Résidus de combustion	0,55 / 0,8
Briquillons	Artificielle - Déchets de démolition	0,8 / 1,3
Laitier	Artificielle - Laitier de haut-fourneau expansé par refroidissement à la coulée.	0,3 / 0,9
Cendres volantes frittées	Artificielle + traitement	0,5 / 0,8

TABLEAU I

1.2.2 - Bétons porteurs et isolants

Ce sont, en général, des bétons pleins de granulats légers, moins isolants que les bétons précédents mais présentant des résistances à la compression nettement supérieures. Leur densité moyenne varie de 1000 à 1500 kg/m³ et on les utilise principalement pour la fabrication de pièces préfabriquées.

1.2.3 - Bétons de structure

Il s'agit ici des bétons armés et précontraints pour la constitution de structures de bâtiments (poutres, poteaux, dalles). Leur densité varie de 1600 à 1800 kg/m³ et leur résistance à la compression est du même ordre que celle des bétons pleins ordinaires. Les normes américaines fixent un maximum de 1850 kg/m³ pour la densité, et un minimum de 175 kg/cm² pour la résistance en compression.

1.3 - Caractéristiques principales

1.3.1 - Caractères particuliers des granulats

La différenciation des granulats se fera surtout en fonction de critères de densité, de rugosité, de fragilité, de porosité, de proportion d'impuretés. Ces critères permettent de dégager des méthodes de confection, visant à obtenir le meilleur béton pour un type d'agrégat donné.

1.3.2 - Coefficient d'isolation thermique /3/

L'isolation thermique est due au nombre plus ou moins important de molécules d'air prisonnières dans le béton. L'isolation sera donc d'autant meilleure que la densité est plus faible (figure 2).

1.3.3 - Résistance à la compression

Elle varie en fonction de nombreux paramètres, mais peut prendre des valeurs s'échelonnant entre 10 et 300 kg/cm².

1.3.4 - Autres caractéristiques

On peut résumer sommairement les qualités comparées des bétons légers et des bétons normaux sur le tableau suivant :

Caractéristiques	Coefficient correcteur par rapport aux bétons normaux
Résistance à la traction	1
Module de déformation longitudinale pour charges rapidement variables	0,5 à 0,7
Retrait	2
Fluage	1,3 à 1,6
Adhérence acier - béton	0,5
Cisaillement	0,6 à 1
Hygroscopicité	2 à 3
Isolation acoustique	1
Résistance au feu	2
Sciabilité et clavabilité	Variable

TABLEAU 3

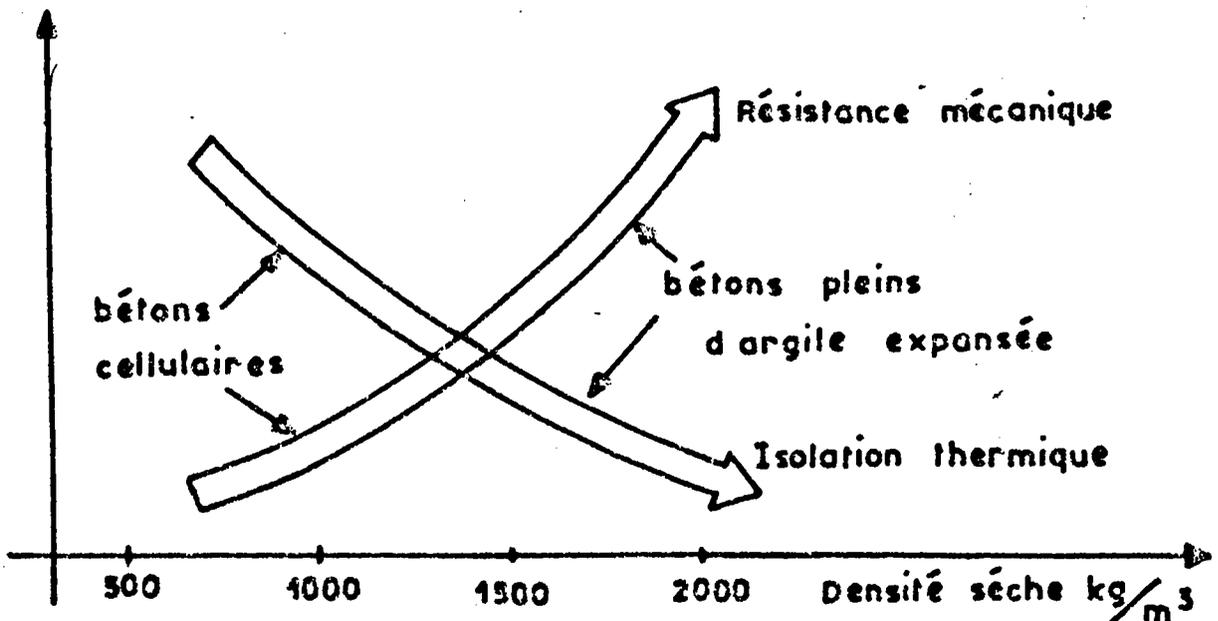


Figure 2



1.4 - Intérêt des bétons légers et perspectives d'avenir

La production française de béton prêt à l'emploi (15 millions de m³ en 1969) a quintuplé en quatre ans et doit progresser de 13 % par an de 1970 à 1975 /4/. Mais la part des bétons légers reste relativement peu importante comparativement aux productions étrangères : les U.S.A. ont consommé en 1966 15 millions de tonnes d'agrégats légers (dont 60 % d'argile et de schiste expansés), la production européenne d'argile et de schiste se situe aux environs du million de tonnes, alors que la production française n'atteint que 50 000 tonnes. La situation peut se résumer dans le tableau suivant :

Production de granulats légers	
U.S.A et U.R.S.S	80 kg / hab.
Danemark - Allemagne	50 kg / hab.
Belgique	17 kg / hab.
France	1 kg / hab.

TABLEAU 4

L'intérêt des bétons légers ne peut plus être nié : allègement des structures à résistance égale, isolation thermique supérieure, économie de transport considérable en ce qui concerne le béton prêt à l'emploi et les éléments préfabriqués. De plus la mise en oeuvre de ces bétons semble maintenant parfaitement rodée, après une période qui a certainement contribué à rendre les utilisateurs presque hostiles à ces techniques nouvelles.

Il faut également mentionner une dispersion trop importante quant à la qualité des granulats proposés, ce qui est néfaste vu la grande sensibilité des caractéristiques de bétons légers par rapport à ses constituants. C'est pourquoi l'amélioration des systèmes de fabrication de granulats, conditionne directement l'augmentation à court terme de la production de bétons légers. Enfin on voit également apparaître les bétons de résine dans lesquels les liants sont des résines synthétiques, et qui sont également promis à un avenir intéressant si la fabrication d'agrégats légers peut s'améliorer en qualité et régularité.

II - Schiste et argile expansés

Ces deux types d'agrégats sont en effet les seuls ayant des chances de survie à moyen et long terme, avant l'apparition de produits complètement nouveaux. En Europe les bétons légers sont surtout des bétons d'argile expansée ; il n'en est pas de même aux U.S.A où la production penche nettement en faveur des schistes (60%), surtout en ce qui concerne les préfabriqués. On peut résumer sommairement les défauts et avantages comparés de ces deux types de granulats : la densité des agrégats d'argile est, pour l'instant, plus régulière et plus faible que la moyenne de densité des agrégats de schistes ; par contre les agrégats d'argile ont un gros défaut : leur capacité d'absorption en eau, qui peut atteindre 20 % contre 3 à 4 % pour les schistes. Cette hygroscopicité devient gênante si l'on ne prend pas certaines précautions (saturation préalable) lors du gâchage du béton et l'on peut mentionner certains déboires des utilisateurs lors du transport de béton sous conduite forcée par exemple. Le procédé de fabrication à base d'argile nécessite environ 1500 th. par tonne de matière produite, alors que dans le schiste on dispose d'un certain potentiel d'énergie (présence de carbone) dont l'intérêt serait d'autant plus grand si l'on pouvait parfaitement le maîtriser. Enfin si l'universalité de l'argile lui offre certains avantages, l'utilisation des schistes dans les régions minières semble une excellente opération de reconversion ; car la production de schiste d'un siège d'extraction est égale à sa production de charbon.

Voyons donc maintenant les grandes lignes des procédés de fabrication d'agrégats à base d'argile et de schiste.

2.2 - Fabrication à base d'argile /5/

Un matériau argileux est réputé expansible lorsque, porté à une température suffisamment élevée pour l'amener à l'état thermoplastique, un dégagement de gaz - existants ou incorporés par ajouts - le fait gonfler par formation de petites bulles gazeuses internes.

Un procédé danois peut-être cité en exemple comme paraissant actuellement le plus répandu (tableau 1) :

- l'argile est extraite, broyée finement, malaxée avec de l'eau dans laquelle on a dilué du bisulfite de soude $\text{Si O}_3 \text{N}_A \text{E}$, facteur de gaz à la température d'expansion (1200° C).

- elle est extrudée en un boudin continu découpé en plaques circulaires qui sont envoyées dans l'ensemble thermique composés de deux fours rotatifs successifs et coaxiaux.

Le premier four a pour fonctions essentielles de sécher l'argile, de la fragmenter par des chaînes d'entrée et de la porter aux environs de 1000° C ; sa vitesse de rotation est du même ordre de grandeur que celle des fours de cimenterie

Le second four est concentrique au premier ; il tourne beaucoup plus vite et est équipé d'une tuyère puissante qui porte brutalement les grains d'argile à 1200 ° C. Les grains gonflent presque instantanément et ils sont immédiatement évacués à l'air subissant ainsi un refroidissement brutal qui les trempe.

Une usine typique produit environ 150 tonnes par jour, soit 300 m³ d'agrégats prêts à l'emploi. Néanmoins il subsiste quelques difficultés inhérentes à ce type de fabrication : il n'y a qu'une seule tuyère pour la commande des fours, ce qui rend le réglage assez capricieux, et il y a trop de dispersion quant à la matière première (température de ramollissement très variable, gisements d'argiles gonflantes assez rares).

2.3 - Fabrication à base de schistes /6/

Les schistes houillers ont certaines caractéristiques communes avec les argiles, puisqu'ils ont été formés par les argiles superficielles du carbonifère (ère primaire) qui ont été enfouies à de grandes profondeurs avec les végétaux donnant naissance aux charbons. Sous la pression des terrains subjacents ces argiles se sont densifiées et stratifiées en schistes compacts, et au contact avec les végétaux elles se sont chargées de carbone et de matière volatiles qui leur confèrent un pouvoir calorifique non négligeable pouvant aller de 300 à 1500 thermies/tonne. C'est ce dernier aspect qui confère au procédé de fabrication son avantage par rapport aux argiles : l'énergie nécessaire au traitement doit en principe pouvoir être tirée de la matière première par simple combustion du carbone (consommation thermique diminuée de plus de 60 %). De plus la matière première est abondante : déchet gênant de l'extraction du charbon, sa valorisation n'en est que plus souhaitable et son extraction ne demande aucun équipement de carrière.

Le procédé de fabrication devra donc respecter les différentes étapes suivantes :

- mise en forme de la matière première
- combustion du carbone pour en récupérer une partie de l'énergie de l'installation.
- phase finale : l'expansion

La matérialisation de ces différentes étapes peut se faire de plusieurs façons. Nous allons examiner maintenant une réalisation concrète : l'usine pilote d'agrégats légers implantée à Hulluch (62) par les H B N P C.

III - Description de l'usine pilote 161

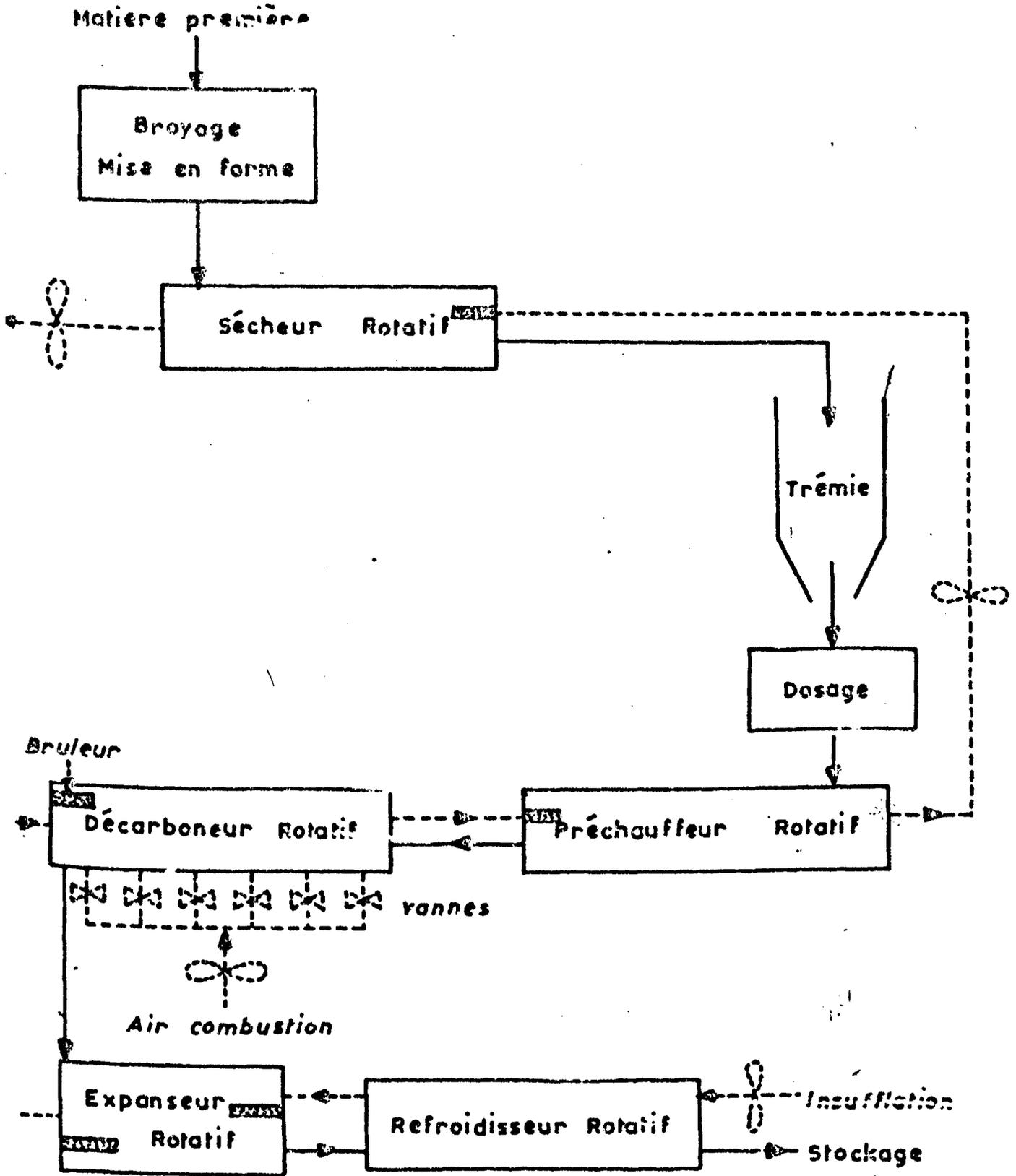
L'usine pilote réalise donc successivement les opérations indispensables au traitement des schistes. La solution choisie pour l'usine d'Hulluch s'inspire directement des cimenteries modernes équipées de fours rotatifs. Les autres systèmes possibles auraient pu être soit des ensembles thermiques verticaux avec entrée du produit par le haut et sortie par le bas, soit des systèmes de grilles inclinées sur lesquelles circule le produit à traiter. L'avantage du système à fours rotatifs est constitué par la continuité du débit, avec une grande souplesse de réglage de ce dernier ; par contre les problèmes de tenue mécanique et d'accès à l'intérieur des fours pour la mesure seront ici très délicats.

On trouvera sur la figure 5 le schéma synoptique de l'installation. Les schistes circulent dans des vis sans fin lorsqu'ils sont pulvérulents ou sur des bandes transporteuses lorsqu'ils sont sous forme de modules. Le point le plus haut (par rapport au niveau du sol) est l'entrée du préchauffeur ; à partir de là les modules descendent par gravité jusqu'à l'extrémité du refroidisseur et sont léchés par les fumées circulant en sens inverse.

Les schistes sont d'abord broyés puis humidifiés (12 % d'eau environ) de façon à former une pâte malléable. Cette pâte est envoyée dans une étireuse dont le rôle est de faire des petits cylindres réglables en diamètre 6 à 10 mm et longueur 10 à 20 mm par extrusion sous pression. Ensuite on fait évaporer l'eau des modules dans un premier four rotatif appelé sécheur à la sortie duquel la teneur en eau n'est plus que de 1 % ; les calories sont apportées par les fumées et un brûleur complémentaire placé à l'entrée du four. La mesure de température est faite par canne pyrométrique. Les modules sont alors stockés dans une trémie d'attente qui joue le rôle de tampon.

La reprise de la trémie s'effectue par un doseur pondéral qui alimente directement l'ensemble de décarbonation. Par construction, ce dernier est formé de deux fours rotatifs (préchauffeur et décarbonneur), à inclinaison fixe et à vitesse de rotation variable ce qui permet de régler la vitesse d'avancement des produits. Le décarbonneur a une longueur de 16 m pour un diamètre de 1,6 m ; il est tapissé intérieurement de 25 cm de matière réfractaire. Les commandes de combustion se font par des bouches d'air, réparties à raison de douze par circonférence tous les 50 cm ; un distributeur n'autorise que l'alimentation des trois bouches inférieures lors de la rotation et le débit d'air est réglable par des vannes situées sur le four et tournant avec celui-ci. Des cannes pyrométriques implantées à la périphérie du four, permettent de repérer la température des modules lors de leur avancement. On trouve également à la fin du décarbonneur un brûleur réglable en débit. Le temps de passage dans le préchauffeur peut varier de 25 mn à 1^h25 et dans le décarbonneur de 1^h à 3^h45.

Fig 4-5: Schéma synoptique de l'installation



A la suite de l'ensemble de décarbonation, on trouve l'expasseur. C'est un four rotatif très court et à grande vitesse périphérique dans lesquels pénètrent les produits sortant du décarbateur et additionnés de sable afin d'éviter le collage. La température est portée brutalement aux environs de 1300° C par deux brûleurs montés en opposition. Le temps de passage peut varier de 5 à 15 mn.

Enfin à leur sortie de l'expasseur, les produits s'engagent dans un échangeur thermique rotatif avant d'être stockés en tas à l'extérieur.

IV - Introduction de l'automatisation

4.1 - Fonctionnement du prototype

Le réglage de toutes les phases situées en début de processus (réception de la matière première, broyage, mise en forme, séchage) ne pose pas de problèmes particuliers. Il s'agit là en général d'opérations industrielles classiques où l'automatique ne peut éventuellement apporter son concours que par sa partie automatismes combinatoires ou séquentiels. Comme ces ensembles sont obligés de fonctionner à cadence réduite, nous n'aurions une amélioration que du point de vue sécurité, le problème devant évidemment être totalement reconsidéré lorsqu'il s'agira de prévoir un ensemble de production à haut rendement. L'opération de séchage par exemple est considérée comme satisfaisante lorsque les produits sont arrivés à une température de 180° à 210° C et il se trouve que leur teneur en eau n'est plus alors au maximum que de 1% dans le cas le plus défavorable.

Les difficultés commencent avec les ensembles de préchauffage, décarbonation, expansion. En effet le nombre de paramètres de réglage (débits des brûleurs, vitesse de rotation du four, inclinaison des fours, débit d'air insufflé et nombre de points d'insufflation) semble surabondant par rapport aux informations que l'on peut recueillir du processus (essentiellement quelques températures). On peut donc facilement imaginer la perplexité de l'opérateur responsable de la conduite lorsqu'il s'aperçoit de réactions plus ou moins intempestives, et il se trouve qu'il lui faut beaucoup d'habileté et de savoir faire pour compenser ces perturbations dans des délais acceptables. Et même sans avoir aucune notion de la modélisation, il arrive à se faire une idée assez précise des conséquences de ces réglages, par recoupement des diverses situations qui ont déjà été solutionnées c'est-à-dire de l'historique du processus. Nous verrons d'ailleurs par la suite, que le nombre et la qualité des informations susceptibles de nous renseigner sur l'état du processus, nous ont également beaucoup gênés quant aux différentes phases de l'automatisation.

Le but des trois étapes de préchauffage, décarbonation, expansion est essentiellement d'obtenir un produit alvéolé et ayant une porosité fermée en surface, ces deux critères conditionnant directement l'intérêt des bétons légers fabriqués avec ces agrégats.

Il en est tout naturellement résulté un but à atteindre à la fin de chacune de ces trois opérations et ce sont ces buts que l'opérateur essaye de respecter.

Le brûleur du préchauffeur est donc réglé de façon à assurer une température de sortie de 600 à 750° C suivant la richesse en carbone des schistes. Le débit du brûleur est retouché périodiquement (moteur pas à pas commandant une vanne) pour s'éloigner le moins possible de cette température. La stratégie de réglage du décarboneur est différente puisqu'il s'agit ici de commander une combustion. D'après la description du four rotatif on voit que les points d'insufflation sont multiples. En pratique ils sont rarement tous utilisés, et pour des schistes peu riches en carbone (2 à 3 %) on en arrive parfois à n'en utiliser qu'un ou deux. Ils sont réglés de façon à ce que la température ne dépasse pas 1050° C avant la sortie du décarboneur ; l'opérateur veille surtout à ce qu'il n'y ait pas d'emballement thermique. Les autres paramètres : débits des brûleurs, pente et vitesse de rotation sont finalement peu utilisés pour compenser rapidement une perturbation. Un prélèvement manuel d'échantillon à la sortie du décarboneur permet de repérer l'état du produit par sa couleur.

Mais dans la conduite actuelle c'est l'expenseur qui constitue l'étape la plus surveillée. En effet, le produit ne restant que de 5 à 15 mm, on se rend compte relativement rapidement des conséquences des décisions éventuellement prises. L'opérateur surveille à l'aide d'une lunette la température du point le plus chaud et la modifie par l'intermédiaire de deux brûleurs réglables en longueur et en direction de flamme ; il est également très attentif à l'aspect général du talus en mouvement : celui-ci doit rouler sur lui-même dans le four avec une certaine fluidité (due à la présence de saie et au fait que les nodules sont à leur température de déformation) mais il faut à tout prix éviter le collage des nodules entre eux. Lorsque par un réglage correct de l'expenseur le produit sortant n'a pas une bonne qualité (densité trop élevée) on estime alors que tout dépend du produit qui s'est présenté à l'entrée de l'expenseur dans de mauvaises conditions, et on revoit en conséquence le réglage du décarboneur.

Il ressort de tout cela qu'il est assez difficile pour l'automaticien d'en dégager des conséquences ou même une ligne de conduite pour l'obtention d'un modèle par exemple. Trop d'informations présentent un côté qualitatif non mesurable et à priori on peut penser qu'il faudra utiliser les variables mesurables pour bâtir par traitement mathématique toutes celles qui seront nécessaires à l'élaboration de la commande.

Voyons maintenant les raisons sommaires qui ont poussé les responsables de la production à envisager l'automatisation.

4.2 - Motivation de l'automatisation

En principe il faut faire précéder toute tentative d'automatisation d'une prévision financière sérieuse qui doit en principe permettre de chiffrer le coût des investissements, leur type d'amortissement et surtout les bénéfices qui résulteront de l'amélioration de la production ; cette étude doit également permettre de choisir le type d'automatisation, car ce n'est pas forcément un système très élaboré qui donnera les meilleurs résultats du point de vue économique. Dans le cadre de l'usine pilote d'Hulluch, le problème doit être envisagé sous un angle légèrement différent. En effet l'installation bien que soumise à des impératifs économiques n'en reste pas moins une installation prototype ; le but est donc ici de tester une automatisation, surtout en vue de l'adaptation aux usines de taille plus importante qui sont actuellement prévues.

Il faut également noter que l'on se trouve dans le cas du processus de fabrication dont le produit fini se trouve lancé sur un marché très sensible à la qualité qui apparaît ici sous forme de densité en vrac des agrégats. L'utilisateur de ces derniers attend une densité ne présentant pas de fluctuations au cours du temps, sinon il ne peut dimensionner ses structures en béton léger de façon sûre ; le marché aura donc une croissance d'autant plus rapide que la qualité est bonne. En somme l'automatisation peut se révéler être une excellente opération de promotion des ventes. De plus l'avantage est tout aussi réel pour le producteur qui vend sa production au m^3 et non à la tonne ; un abaissement de la densité a donc le double avantage d'augmenter les bénéfices par accroissement de la production et par accroissement de la demande.

Afin d'améliorer la densité des agrégats finis, il faut donc s'attaquer successivement à chaque étape de la production. Le problème le plus délicat réside dans le réglage du décarbateur, lequel limite en débit et qualité le processus tout entier.

Il s'agit donc ici de minimiser le temps de passage des agrégats de façon à assurer un débit maximum du four rotatif compatible avec les qualités requises pour le produit sortant.

Enfin il faut chercher à minimiser l'énergie fournie à l'ensemble des produits tout au long de leurs transformations. L'intérêt des schistes comme nous l'avons dit au début réside dans leur richesse en carbone qui, si elle peut être gênante pour l'expansion n'en constitue pas moins une source d'énergie gratuite.

Le problème se présente donc sous deux aspects :

- récupérer au maximum les calories de combustion qui se dégagent du décarboneur et les calories de refroidissement final du produit.
- minimiser les apports locaux d'énergie qui se font par les brûleurs de chaque four.

Comme on peut le concevoir, le premier aspect est intimement lié à la conception même de l'usine. Le deuxième est par contre du ressort de l'automatisme.

4.3 - Etapes de l'automatisation

La ligne de conduite que l'on peut se fixer n'est pas tellement spécifique au type d'automatisation. On peut distinguer plusieurs étapes importantes, s'échelonnant de la conception à la réalisation d'un complexe de commande.

En premier lieu, il y a l'étape préliminaire de l'analyse des tâches. Suivant le cahier des charges, il s'agit de faire un bilan soigné de tous les travaux en séparant, dans un premier temps, les commandes du type logique combinatoire ou séquentielle (opération de surveillance, alarme, protection, enchaînement d'opérations ...), des commandes du type analogique (ou analogique discrétisé) concernant les régulations. Lorsque toutes ces tâches sont classifiées, on peut beaucoup plus facilement dégager les critères de choix du matériel : logique spécifique câblée, régulateurs analogiques, calculateurs avec ses périphériques.

Ensuite on aborde la phase "mesure", ou plus exactement acquisition de l'information devant permettre d'élaborer les commandes des différents organes. C'est une étape extrêmement importante car la qualité de cette information conditionne directement la qualité de la commande. Il faut donc ici faire le bilan de toutes les variables dont il est indispensable de connaître l'état et de le comparer aux accès possibles sur l'ensemble de travail, pour éventuellement entamer la phase d'implantation ou de modifications de capteurs.

Ensuite viennent les différentes étapes devant aboutir à l'élaboration de la commande, c'est-à-dire le traitement des informations recueillies. Dans le cas d'une régulation, il est tout d'abord indispensable de connaître en détail le système à réguler, c'est-à-dire de le symboliser par un ensemble d'équations intégral-différentielles : c'est la modélisation. Cette dernière a en général une double raison d'être : l'observation intégrale d'un processus et la mise au point de la régulation. La première résulte tout simplement du fait que l'on a rarement accès à toutes les variables, et la seule façon de chiffrer les variations de celles qui sont inaccessibles (mais qui représentent des paramètres physiques), c'est de les recréer par le biais du modèle. Ensuite on conçoit aisément que pour que la régulation soit la plus performante possible il est indispensable de pouvoir en simuler le comportement dans des conditions extrêmes ce que l'on peut faire très rapidement sur un modèle.

Une fois le modèle trouvé, ou tout au moins une approximation suffisante il devient alors essentiel de déterminer si ce modèle reste parfaitement fixe dans sa structure, ou s'il est évolutif. Il se trouve en pratique que l'on est souvent dans le dernier cas ; par conséquent, il s'agit de prévoir ces lois d'évolution afin de minimiser le temps de mise à jour de ce modèle lors de l'exploitation ultérieure, mise à jour parfaitement indispensable si l'on veut que les performances restent bonnes. Enfin il s'agit surtout de tenir compte des différents systèmes permettant de passer des commandes élaborées par un ensemble électronique à celles qui représenteront effectivement les entrées du système à commander, ainsi qu'en sortie ; c'est la modélisation des actionneurs et des capteurs ; qui est souvent laissée pour compte et conduit à bien des déboires.

Une parfaite connaissance du modèle et de son évolution nous permet donc de mettre au point et d'implanter les commandes qui auront préalablement été simulées pour en vérifier le bien fondé.

Conclusion

Dans ce chapitre nous avons examiné et décrit un ensemble de production d'agrégats légers. Nous allons voir maintenant les difficultés qui ont surgi lorsque l'on s'est attaqué successivement à toutes les étapes d'automatisation ; et plus particulièrement dans le deuxième chapitre celles concernant la première approche d'un modèle d'une partie du processus.

Chapitre II

II.1. Généralités

1.1. Première approche du problème

Nous avons vu, dans la description du processus de fabrication, que la circulation des produits n'était pas continue du début à la fin, bien qu' idéalement elle devrait l'être. Le rôle de la trémie, située après le sécheur, est de régulariser les à coups qui sont susceptibles de se produire lors du réglage des éléments placés après, c'est-à-dire décarboueur et expanseur ; de plus ces derniers ont un débit moins important que celui des unités de séchage et de mise en forme si elles étaient utilisées au régime maximum.

Il ressort donc que les premières améliorations doivent concerner décarboueur et expanseur. Ensuite en comparant les temps de passage du produit dans chacun de ces ensembles (1Hre 30 et 10 mn) on comprendra aisément que la partie la plus délicate est constituée par le décarboueur. Ce dernier comporte lui-même deux parties matérialisées comme nous l'avons vu par deux fours tournants.

Dans une première approche, on trouvera sur les figures 2-1, 2-2 et 2-3, un bilan de toutes les variables agissant en entrée et en sortie.

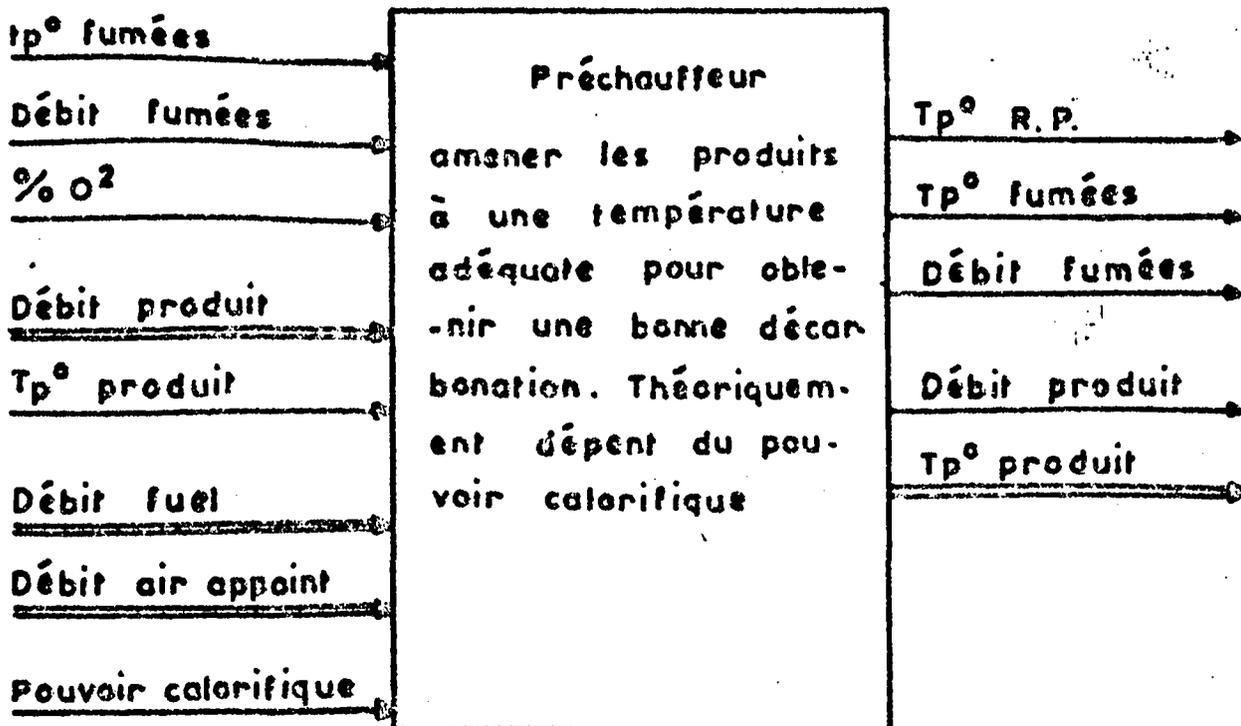


Figure 2.1

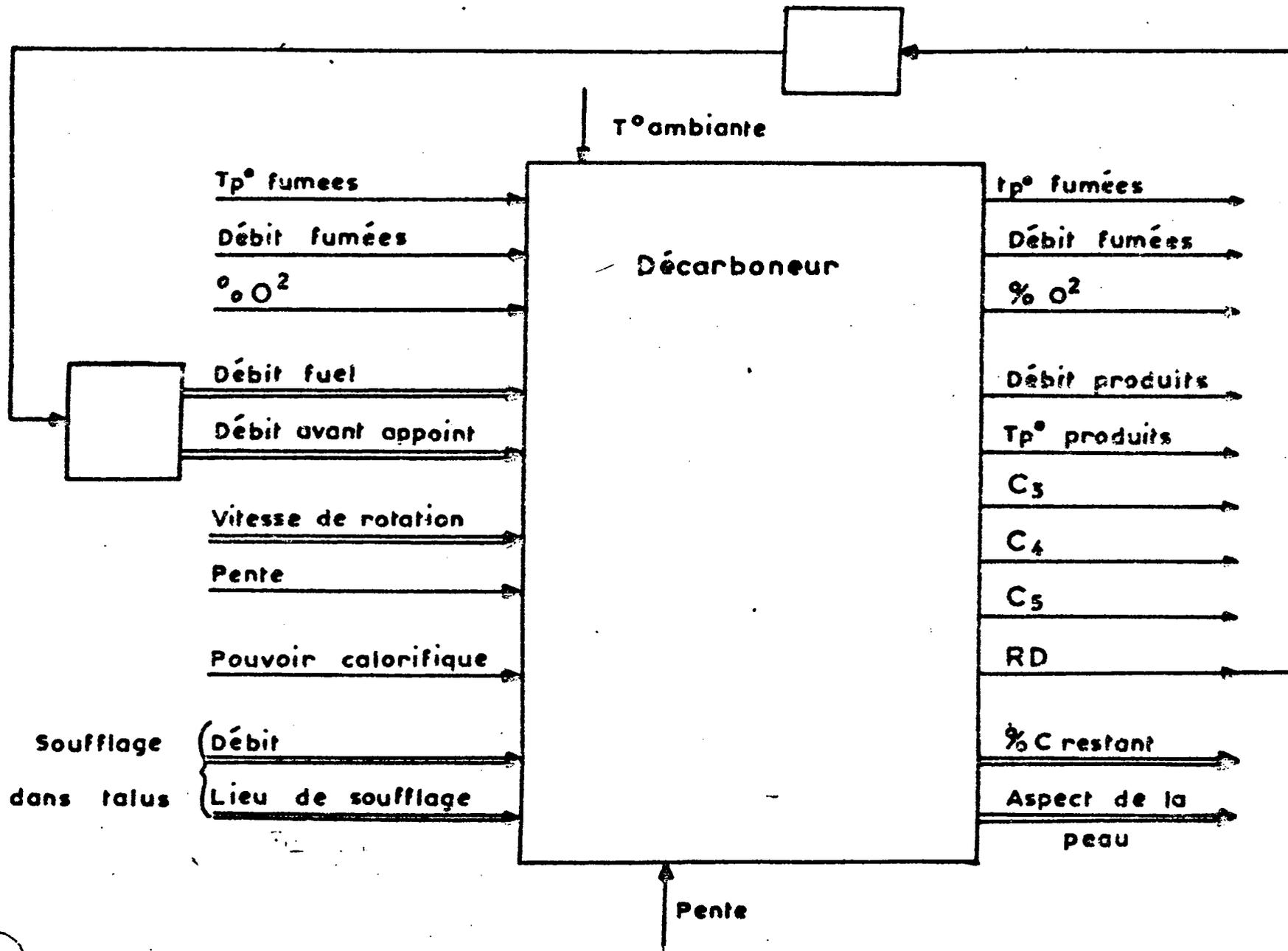
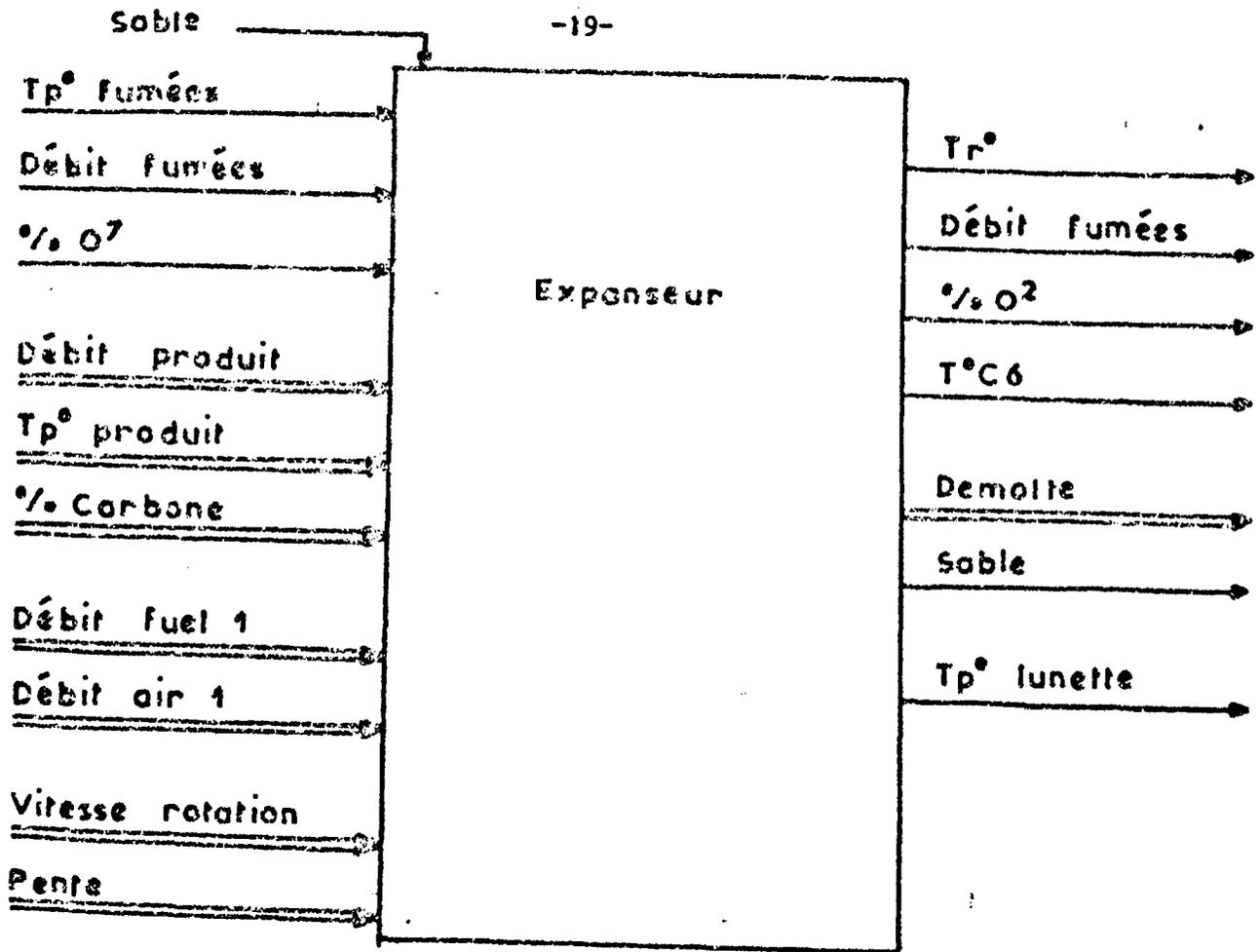


Figure 2-2





1.2. Difficultés inhérentes à la structure

A priori une telle schématisation peut sembler un bon point de départ à partir duquel on peut commencer à séparer variables de commande, variables de structure, variables à régler, et ensuite entamer l'étape d'identification.

La première difficulté vient de la rotation du four. Les mesures faites à une abscisse fixe nous renseignent sur l'état du produit qui passe à cette abscisse mais n'y passant qu'une fois. Par conséquent, une méthode de schématisation globale est d'un abord difficile lorsque l'on s'intéresse au produit, alors que cette méthode est parfaitement satisfaisante si l'on s'intéresse au four. En fait nous aurons à régler les deux en même temps et ce réglage se fera suivant des critères relatifs au produit, car l'apport thermique est constitué en bonne partie par la combustion du carbone. La contrainte évolution de certains paramètres des nodules en fonction du temps, pour être éclaircie nécessite de suivre tout ce qui est dans le four avec son "historique". Donc une solution qui voudrait s'inspirer de la première approche faite au paragraphe 1, consisterait à envisager le décarboneur comme étant formé de plusieurs sous systèmes, chacun correspondant à une abscisse du four ; plus le nombre de ces sous systèmes sera élevé meilleurs seront les réglages. (7)

La deuxième difficulté réside dans le problème de la mesure. Parmi tous les paramètres mentionnés sur la schématisation globale du décarbonneur, il n'y en a que très peu qui soient réellement accessibles, température de produit et de fumées, éventuellement débit de fumées. Ce manque d'accès aux variables est d'autant plus gênant, qu'un paramètre tel le taux de carbone qui est fondamental (cf paragraphe II.2) ne peut être connu que par modélisation.

L'ensemble de ces difficultés fait que nous n'avons pu aborder le problème de façon classique et le cheminement de l'étude est parfaitement spécifique au problème considéré. Nous nous attacherons donc à saisir parfaitement les variables influentes, d'après des expériences de laboratoire, dont les résultats seront transposés au cas pratique de l'usine prototype ; de plus, seul le décarbonneur fera l'objet des développements suivants.

II.2. Le rapport du CERCHAR

Ce rapport est un compte-rendu d'une étude de la décarbonation et de l'expansion des nodules qui s'est effectuée au Laboratoire du Centre d'Etudes et de Recherches des Charbonnages de France (C.E.R.CHAR) (Annexe A).

Ce rapport est présenté en six parties :

- Introduction
- Programme des Essais
- Caractéristiques physicochimiques
- Etude de la décarbonation
- Etude de l'expansion
- Conclusion
- Annexe : Courbes et tableaux de mesures.

2.1. Buts et Moyens de l'expérience

Cette expérimentation avait pour principaux buts de déterminer l'influence de différents paramètres sur le produit final. Pour la décarbonation, il s'agissait d'une part de connaître le taux de décarbonation des nodules permettant d'obtenir la meilleure expansion, et d'autre part, pour diminuer les temps de traitement, d'évaluer la température de décarbonation permettant le temps le plus bref de passage des nodules dans le décarbonneur compte-tenu de leur aptitude à l'expansion. En ce qui concerne l'expanseur il s'agissait d'évaluer la durée d'expansion.

Pour cela l'expérimentation portait sur 8 sortes de nodules : deux diamètres 8mm et 11mm, extrudés avec ou sous vide, à parois lisses ou griffées.

Tous ces nodules de forme cylindrique et de hauteur égale au diamètre, étaient fabriqués à partir de schistes broyés qui avaient pour principales caractéristiques une teneur en cendre de 34 % et en carbone combustible de 9,3 %, les cendres étant elles-mêmes composées en majeure partie de silice.

La combustion expérimentale se déroulait dans un four vertical à chauffage électrique associé à une thermobalance permettant de connaître la perte de poids - Les essais de décarbonation ont eu lieu à 800°C, 900°C, 1000°C, 1100°C. L'expansion était testée à 1400°C pour des nodules décarbonés à 60 %, 80 %, 90 %, 100 %.

2.2. Résultats

Les résultats obtenus par le CERCHAR mettent en évidence une température de décarbonation optimale tant pour la rapidité de la décarbonation que pour la densité des nodules obtenue à l'expansion.

Le tableau du rapport (p.II - Annexe A) reproduit à la figure 2-4 donne la densité des nodules à l'expansion pour les températures et taux de décarbonation considérés. Il ressort que les plus faibles densités sont obtenues pour une décarbonation des nodules effectuée à 1000°C et poussée jusqu'à 90 % de perte de carbone. Ce sont les deux facteurs principaux, car le temps d'expansion expérimentale et le type d'extrusion des nodules ne semblent pas apporter des variations importantes de la densité.

La figure 2-5 donne la densité obtenue à l'expansion pour différentes températures de décarbonation. Pour des nodules décarbonés à 90 %, cette courbe présente un minimum à 1000°C . De plus elle montre que la température de décarbonation n'intervient pas seulement sur la rapidité de la décarbonation, mais aussi sur l'aptitude à l'expansion des nodules par le phénomène de grésage de surface.

En effet à l'expansion, la fermeture de la porosité de surface est nécessaire au gonflage des nodules par les gaz dégagés au cours des réactions chimiques . Si le nodule est étanche, sa densité à l'expansion n'en sera que d'autant plus faible, et par la même occasion assurera au granulats une bonne tenue à l'humidité.

Pour que cette expansion, effectuée par des réactions chimiques avec le carbone, soit suffisante mais non exagérée, le taux de carbone à atteindre a été fixé à 1 %.

Le phénomène de grésage a aussi une influence sur la rapidité de la décarbonation . Lorsque l'on examine la figure 2-6 représentant l'évolution du taux de carbone en fonction du temps, on peut remarquer que plus la température est élevée, plus grande est la vitesse de décarbonation durant les premières minutes. Par contre, au bout d'un certain temps la situation inverse se produit c'est-à-dire que le temps pour atteindre un taux de carbone très faible croît avec la température.

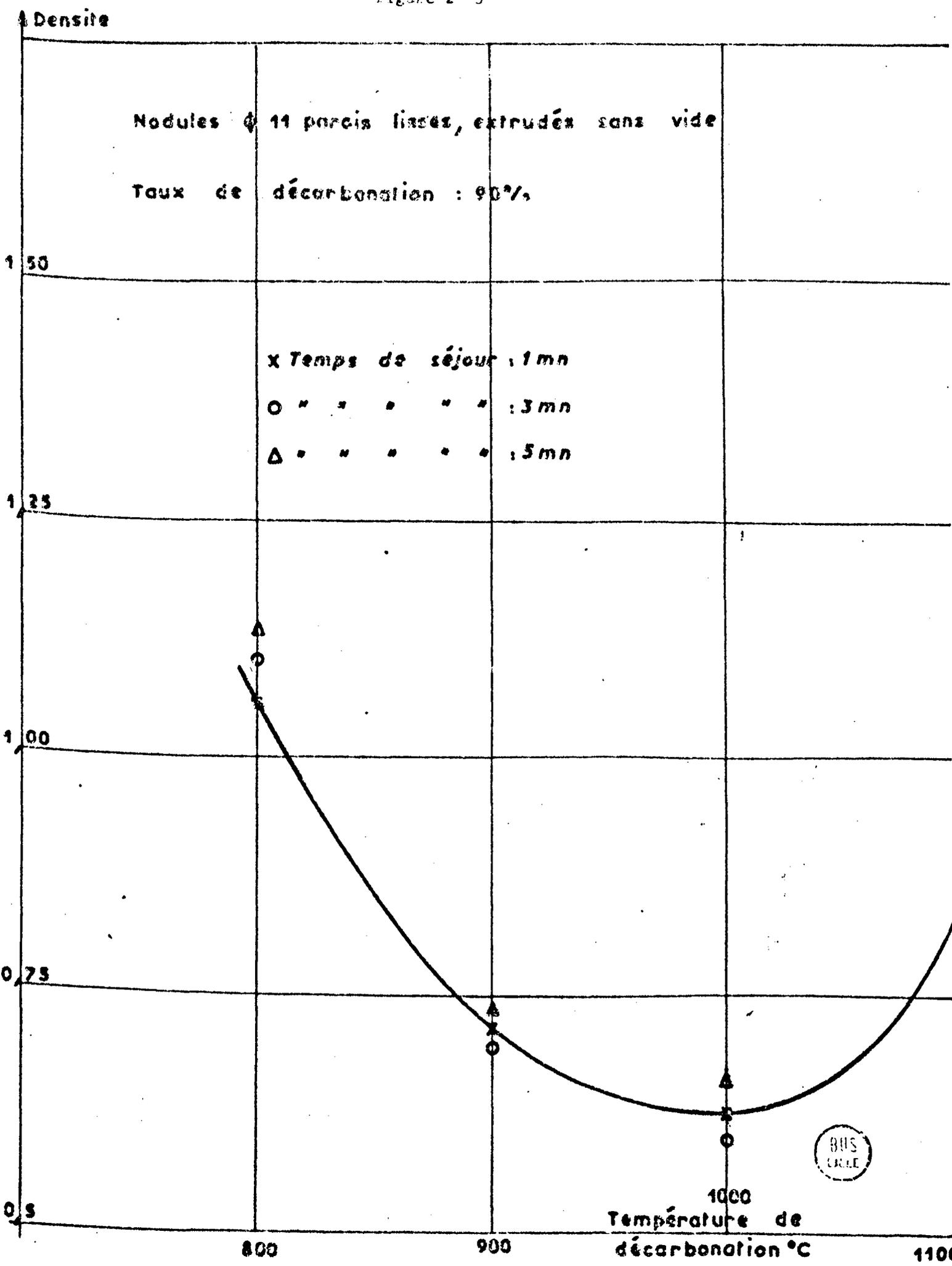
INFLUENCE DE DIFFERENTS PARAMETRES PHYSICO-CHIMIQUES
SUR LA DENSITE DES NODULES EXPANSES.

Nodules	Température de décarbonation °C	Taux de décarbonation (%)																
		100			90			80			60							
		Durée de séjour			Durée de séjour			Durée de séjour			Durée de séjour							
		1 mm	3mm	5mm	1mm	3mm	5mm	1mm	3mm	5mm	1mm	3mm	5mm					
Extrudés avec vide 90 %	800	1,21	1,20	1,25	1,05	1,08	1,12	1,09	1,09	1,13	1,07	1,13	1,16					
	900	0,80	0,77	0,72	0,79	0,83	0,85	0,77	0,80	0,83	0,93	0,92	0,99					
	1 000	0,75	0,68	0,68	0,66	0,67	0,67	0,68	0,68	0,72	0,75	0,79	0,82					
	1 100	0,95	0,84	0,87	0,78	0,75	0,86	0,79	0,81	0,86	0,88	0,92	0,95					
Extrudés sans vide	800	1,23	1,21	1,23	1,22	1,23	1,06	1,06	1,12	1,09	1,12	1,03	1,02	1,04	1,10	1,05	1,13	1,15
	900	0,82	0,81	0,82	0,75	0,77	0,72	0,73	0,73	0,70	0,74	0,73	0,80	0,78	0,84	0,89	0,92	
	1 000	0,80	0,81	0,79	0,70	0,69	0,64	0,62	0,61	0,66	0,62	0,61	0,71	0,68	0,81	0,85	-	
	1 100	0,94	0,95	-	0,85	0,81	0,86	0,81	0,86	0,82	0,86	0,82	0,87	0,93	-	-	0,94	



Figure 2-4

Figure 2--5



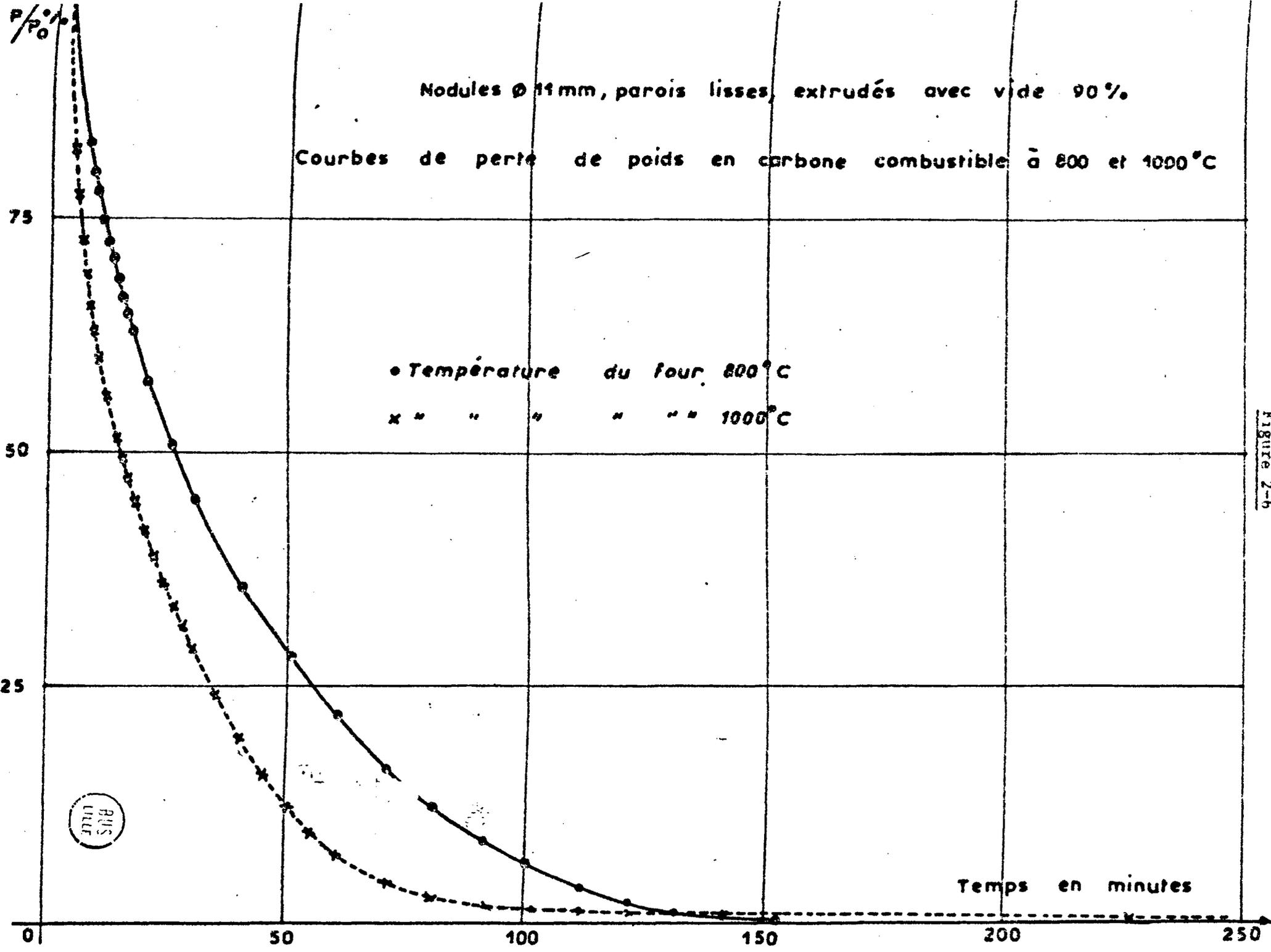


Figure 2-6



Pour une forte température le grésage s'effectue très rapidement et ferme la porosité freinant ainsi l'arrivée de l'oxygène nécessaire à la combustion du carbone.

La connaissance des deux paramètres température et taux de carbone est extrêmement importante pour la conduite du processus, car elle permet d'orienter l'étude de l'automatisation. En effet en plus des mesures à effectuer, ces résultats nous fournissaient la zone d'utilisation des différents capteurs, et pour les régulations la zone de fonctionnement à respecter. Suivant la finesse de réglage le produit final peut devenir de meilleure qualité ou inacceptable ; c'est le cas des nodules insuffisamment décarbonés qui présentent après expansion soit un éclatement, soit une structure non uniformément alvéolée.

2.3. Remarques

La seule connaissance des variables à régler ne suffit pas. Encore faut-il connaître les paramètres dont l'action est déterminante sur la conduite du processus et, surtout, avoir une bonne idée des phénomènes mis en jeu, afin de pouvoir orienter la recherche d'un modèle mathématique du système. Car si la structure du modèle est basée sur des considérations physico-chimiques, il permettra une identification plus facile de certains de ses paramètres à partir de mesures en laboratoire ou sur l'usine et permettra aussi une adaptation plus facile de l'expérimentation au processus réel. Dans cette optique, une analyse approfondie du rapport nous a considérablement aidés.

L'un des points importants concerne la combustion du carbone à l'intérieur d'un nodule. Pour déterminer l'état d'expansion des granulats, le CERCHAR avait examiné des coupes de nodule et faisait remarquer la séparation très nette existant entre un noyau non décarboné et une couche de cendres, permettant de penser que la combustion du carbone se déroule par zones concentriques de faible épaisseur.

Cette observation semble justifier l'hypothèse que nous avons utilisée pour tous les calculs, suivant laquelle la couche de cendre d'un nodule ne contient plus de carbone. Nous verrons par la suite que cette hypothèse permet de relier le taux de carbone restant dans le nodule au rayon de la zone de combustion. Pour cette combustion, donc pour le décarbonneur, il semble que la commande principale soit le débit d'air léchant les nodules. Or l'expérimentation en laboratoire se déroulait avec une atmosphère d'oxygène constante. Afin d'essayer de prévoir l'influence, notamment, de la turbulence de l'air autour des nodules sur la durée de la décarbonation, le laboratoire présentait un calcul simple basé sur une mise en équation de la vitesse massique de combustion. Cette vitesse a pour expression :

$$W = a \frac{C_g}{\frac{1}{\beta} + \frac{r_0(r_0 - r)}{D_s} + \frac{r_0^2}{k r^2}} \quad (1)$$

avec les notations :

a = constante

C_g = concentration en oxygène dans le courant de gaz

r_o = rayon externe du nodule

r = rayon de la zone de combustion

B = constante de vitesse de diffusion de l'oxygène à travers la couche limite gazeuse

D_s = coefficient de diffusion de l'oxygène à travers la couche de cendres

k = constante de vitesse de combustion du carbone.

Elle est construite à partir de trois termes qui deviennent successivement prépondérant suivant l'épaisseur de la couche de cendres.

$\frac{1}{\beta}$ diffusion de l'oxygène dans la couche limite gazeuse

$\frac{r_o}{D_s} \times \frac{r_o - r}{r}$ diffusion dans la couche de cendres

$\frac{1}{k} \frac{r_o^2}{r}$ résistance chimique.

Lorsque, par exemple, la couche de cendres est peu épaisse, l'augmentation de la turbulence de l'air autour des nodules peut augmenter la vitesse de combustion. Cette possibilité qui réduirait le temps de décarbonation risque cependant de provoquer l'inflammation des nodules, car la vitesse W dépend de la température et notamment au début de la décarbonation, une variation de la température provoque une forte augmentation de vitesse de combustion - Or la puissance calorifique dégagée lors de la combustion provoque un échauffement supplémentaire du nodule - On voit tout de suite le caractère instable du phénomène qui est cependant atténué par les échanges thermiques des nodules avec leur environnement et notamment avec les parois du décarbateur.

Une telle remarque se retrouvera sur le modèle mathématique qui devra présenter une boucle à caractère instable.

II.3. Cinétique de la décarbonation

Nous venons de voir que les variables intéressantes pour la décarbonation sont le taux de carbone et la température des nodules - Pour que la qualité du produit après expansion soit performante, le taux de carbone des nodules doit être ramené à 1 % tout en respectant une température de 1000°C.

Le débit d'air par action sur la concentration en oxygène entourant le produit a, semble-t-il, un effet prépondérant sur le processus - Bien entendu cette commande agit sur la vitesse de décarbonation et, par suite des réactions exothermiques, agit aussi sur la température - Comme une variation de température modifie la vitesse de décarbonation, il faut s'attendre à voir apparaître sur le modèle des interactions entre les deux chaînes Air-taux de carbone et Air-température.

Le modèle devra donc vérifier les résultats expérimentaux du C.E.R. CHAR donnés sous forme de quatre courbes représentant l'évolution de la perte de carbone en fonction du temps pour des températures constantes de 800°C, 900°C, 1000°C et 1100°C et posséder une structure tenant compte des réalités physiques.

3.1. Hypothèses de départ et notation

Nous assimilerons les nodules à des sphères pour tous les calculs à venir. Pour ces nodules nous supposons d'une part que la combustion se produit suivant des couches concentriques de faible épaisseur et que, d'autre part, la partie extérieure ne contient plus de carbone c'est-à-dire que nous admettons que la combustion ne laisse aucun carbone résiduel (figure 2-7)

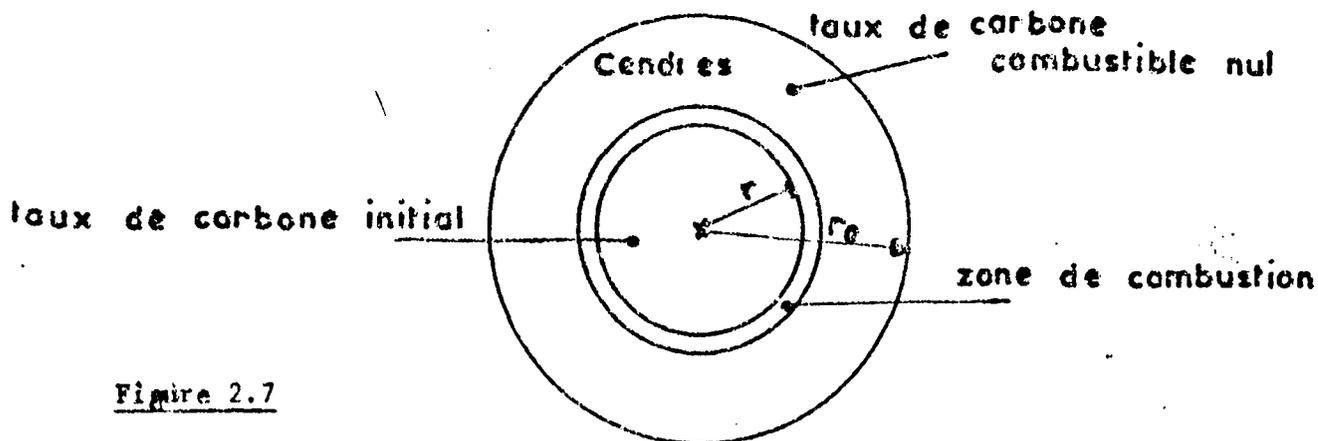


Figure 2.7

Pour les calculs nous noterons :

- ρ : masse volumique du nodule
- τ_0 : pourcentage en poids de carbone dans le nodule ou encore taux de carbone
- r_0 : rayon du nodule
- r : rayon de la zone de combustion et du noyau non décarboné à l'instant t .
- r_f : rayon de la zone de combustion et du noyau non décarboné après la décarbonation.
- u : $\frac{r}{r_0}$ rapport des rayons.

et nous utiliserons parfois la notation :

$$v = u^3 = \frac{r^3}{r_o^3}$$

3.2. Calcul du taux de carbone

La masse initiale d'un nodule étant :

$$m_o = \frac{4}{3} \pi r_o^3 \rho$$

Le nodule contient une quantité de carbone

$$m_{co} = \frac{4}{3} \pi \rho \tau_o r_o^3$$

à l'instant t de la décarbonation, cette quantité de carbone limitée au noyau s'écrit :

$$m_c = \frac{4}{3} \pi \rho \tau_o r^3$$

d'où l'on tire la perte en carbone

$$dm_c = m_{co} - m_c = \frac{4}{3} \pi \rho \tau_o (r_o^3 - r^3)$$

le taux de carbone à cet instant sera donc :

$$\tau = \frac{m_c}{m_o - dm_c}$$

ce qui après réduction donne :

$$\tau = \frac{\tau_o \frac{r^3}{r_o^3}}{1 - \tau_o \frac{(1-r^3)}{r_o^3}} = \frac{\tau_o v}{1 - \tau_o (1-v)}$$

REMARQUE : Les courbes présentées à la figure 2-4 ont été obtenues en faisant le rapport de la masse initiale de carbone à la masse de carbone restant dans le nodule après un temps de décarbonation - Ces mesures étaient obtenues par différence entre le poids du nodule considéré et celui obtenu après combustion complète de ce nodule broyé. Les courbes mettent donc en jeu le rapport

$$\frac{P}{P_o} = \frac{m_c}{m_{co}} = \tau_o \frac{r^3}{r_o^3}$$

qui est différent du taux de carbone τ , défini précédemment, notamment pour une décarbonation assez poussée ($\frac{r}{r_0} \ll 1$) et pour une teneur initiale en carbone importante, par exemple $\tau_0 = 10 \%$.

3.3. Vitesse de Décarbonation

La structure du modèle que nous avons élaboré est basée sur une fonction non linéaire W liée à la notion de vitesse de décarbonation ; elle représente la quantité de carbone disparue par unité de temps.

Cette vitesse dépend donc essentiellement de la quantité d'oxygène présente au niveau de la zone de combustion, et de la température du nodule qui influe tant sur la rapidité des réactions chimiques que sur la diffusion des gaz à l'intérieur des nodules.

La fonction W pour une température donnée est constituée d'un terme représentant la concentration en oxygène entourant le nodule et d'un terme d'atténuation fonction de l'épaisseur de la couche de cendre que l'oxygène doit traverser, et de la surface de la zone de combustion. Comme la quantité d'oxygène capable de diffuser dans le nodule dépend de la surface de contact, la vitesse massique W est ramenée à l'unité de surface externe du nodule et nous lui donnerons pour expression :

$$W = C_g f(u, \theta, r_0) \quad (3)$$

où C_g est la concentration en oxygène du gaz ambiant.

3.4. Modèle du taux de carbone

A partir de la vitesse de décarbonation, on peut alors écrire l'égalité :

$$- 4\pi r_0^2 W = 4\pi r^2 \rho \tau_0 \frac{dr}{dt}$$

représentant la perte de carbone par unité de temps.

Ce qui peut se mettre sous la forme

$$\frac{dr}{dt} = - C_g \times f(r, r_0, \theta) \times \frac{r_0^2}{r^2} \times \frac{1}{\rho \tau_0} \quad (4)$$

ou encore

$$\frac{du}{dt} = - C_g h(u, \theta) \text{ où } h(u, \theta) = \frac{1}{\rho \tau_0 r_0} \times \frac{f(u, \theta)}{u^2}$$

L'association de cette égalité avec celle du taux de carbone (2)

qui est différent du taux de carbone τ , défini précédemment, notamment pour une décarbonation assez poussée ($\frac{r}{r_0} \ll 1$) et pour une teneur initiale en carbone importante, par exemple $\tau_0 = 10\%$.

3.3. Vitesse de Décarbonation

La structure du modèle que nous avons élaboré est basée sur une fonction non linéaire W liée à la notion de vitesse de décarbonation ; elle représente la quantité de carbone disparue par unité de temps.

Cette vitesse dépend donc essentiellement de la quantité d'oxygène présente au niveau de la zone de combustion, et de la température du nodule qui influe tant sur la rapidité des réactions chimiques que sur la diffusion des gaz à l'intérieur des nodules.

La fonction W pour une température donnée est constituée d'un terme représentant la concentration en oxygène entourant le nodule et d'un terme d'atténuation fonction de l'épaisseur de la couche de cendre que l'oxygène doit traverser, et de la surface de la zone de combustion. Comme la quantité d'oxygène capable de diffuser dans le nodule dépend de la surface de contact, la vitesse massique W est ramenée à l'unité de surface externe du nodule et nous lui donnerons pour expression :

$$W = C_g f(u, \theta, r_0) \quad (3)$$

où C_g est la concentration en oxygène du gaz ambiant.

3.4. Modèle du taux de carbone

A partir de la vitesse de décarbonation, on peut alors écrire l'égalité :

$$- 4\pi r_0^2 W = 4\pi r^2 \rho \tau_0 \frac{dr}{dt}$$

représentant la perte de carbone par unité de temps.

Ce qui peut se mettre sous la forme

$$\frac{dr}{dt} = - C_g \times f(r, r_0, \theta) \times \frac{r_0^2}{r^2} \times \frac{1}{\rho \tau_0} \quad (4)$$

ou encore

$$\frac{du}{dt} = - C_g h(u, \theta) \text{ où } h(u, \theta) = \frac{1}{\rho \tau_0 r_0} \times \frac{f(u, \theta)}{u^2}$$

L'association de cette égalité avec celle du taux de carbone (2)

$$\tau = \frac{\tau_0 u^3}{1 - \tau_0 (1-u^3)}$$

Conduit au modèle de la figure 2-8

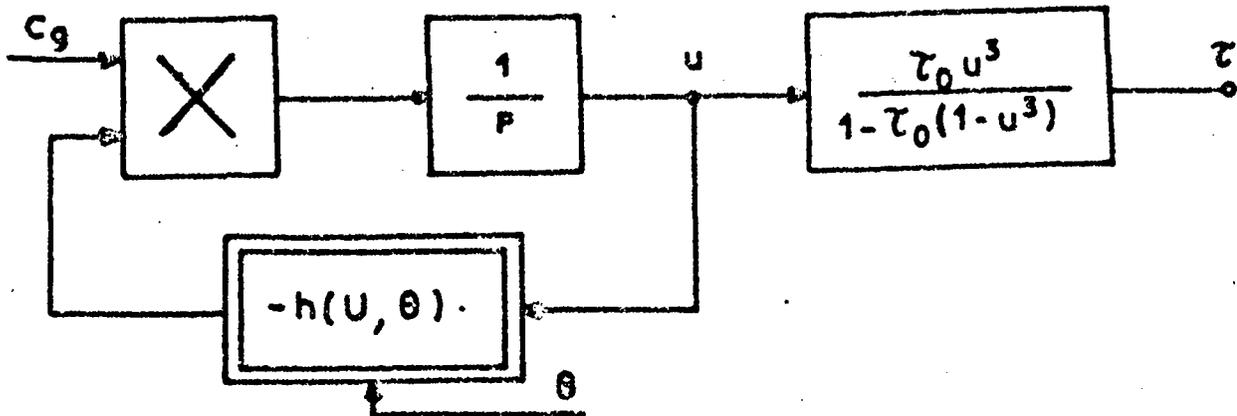


Figure 2-8

La liaison du débit d'air à la concentration C_g dépend d'un certain nombre de paramètres dû à la structure du décarboneur et se résume à une non-linéarité qui, comme $h(u, \theta)$, doit être identifiée.

3.5. Modèle complet : température et taux de carbone.

La température des nodules, dépend bien entendu de la quantité de carbone brûlée, mais aussi des échanges thermiques de ces nodules avec son environnement et notamment avec les gaz qui les lèchent.

Ce modèle doit permettre de mieux comprendre la cinétique de combustion, est donc élaboré à partir des phénomènes mis en jeu dans le décarboneur réel. Nous considérons donc une tranche élémentaire du four, contenant un paquet de nodules dont nous voulons connaître la dynamique de température.

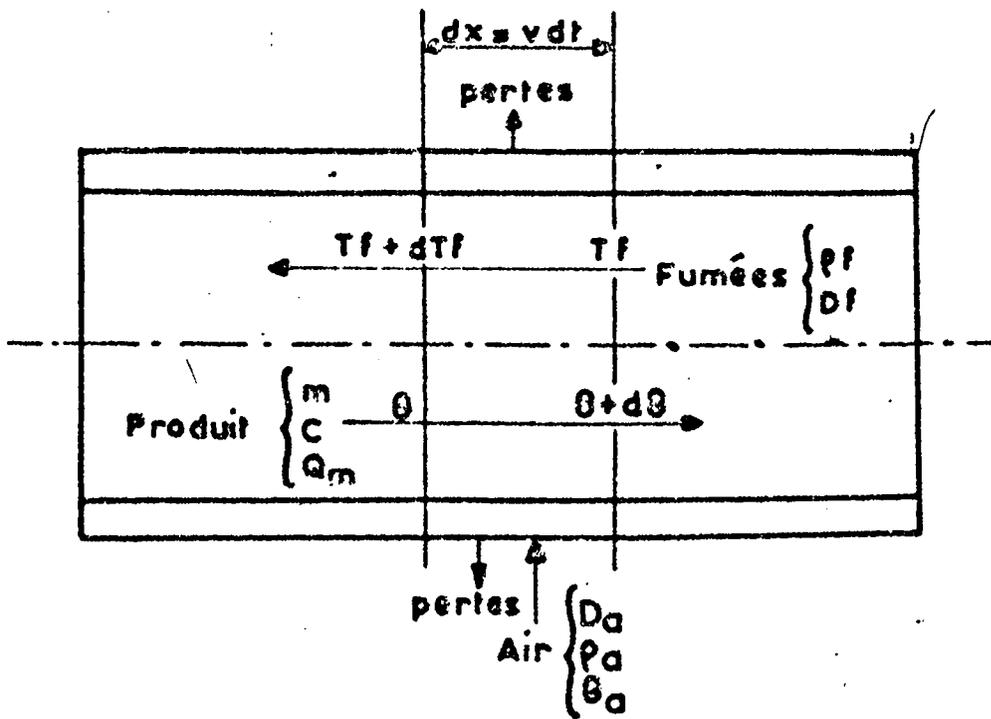


Figure 2-9

Cette partie de four schématisé figure 2-9 est traversée par des fumées et par l'air entrant. Si l'on fait le bilan thermique de cette zone en tenant compte des échanges lents par conduction dans la partie réfractaire du four, nous pouvons écrire que :

$$P_f + P_a + P + P_n = P_c \quad (5)$$

en notant :

- P_f : puissance calorifique absorbée par les fumées
- P_a : puissance calorifique absorbée par l'air entrant
- P : puissance calorifique absorbée par le réfractaire
- P_n : puissance calorifique absorbée par les nodules
- P_c : puissance calorifique fournie par la combustion.

ou encore plus précisément avec les notations suivantes :

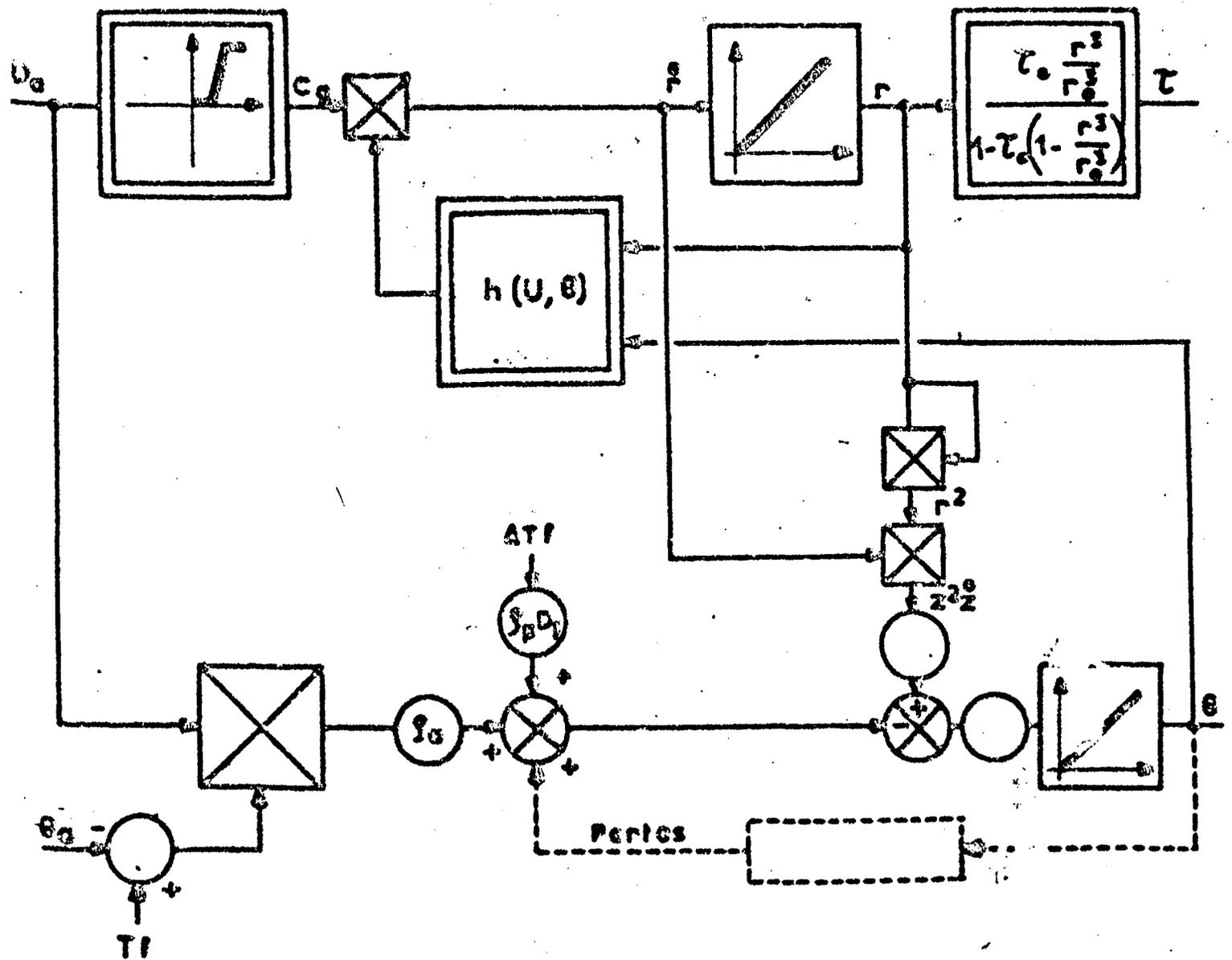
- ρ_f : chaleur volumique des fumées
- D_f : débit des fumées
- ΔT_f : gradient de température des fumées
- T_f : température de fumée
- ρ_a : chaleur volumique de l'air insufflé
- D_a : débit de l'air insufflé
- θ_a : température de l'air insufflé
- P : puissance calorifique des pertes dans le réfractaire
- m : masse de produits considérée
- c : chaleur massique des produits
- Q_m : chaleur spécifique de combustion
- M_c : masse de carbone présente dans les produits.

on peut écrire :

$$\rho_f D_f \Delta T_f + \rho_a D_a (T_f - \theta_a) + P + m c \frac{d\theta}{dt} = Q_m \frac{dM_c}{dt} \quad (6)$$

En remarquant que la masse de carbone brûlée $\frac{dM_c}{dt}$ est proportionnelle à $r^2 \frac{dr}{dt}$ on obtient la liaison entre les deux chaînes Débit d'air \rightarrow taux de carbone et débit d'air \rightarrow température dont le modèle complet est représenté figure 2-10.

Fig. 2-10 Modèle Mathématique du Décartonneur



3.6. Non linéarité $h(u, \theta)$

Cette fonction de deux variables est la partie importante du modèle, c'est pourquoi à partir des données du CERCHAR et surtout pour que le modèle vérifie les courbes de décarbonation, nous avons essayé d'identifier $h(u, \theta)$ le plus précisément possible.

Pour cela, nous sommes partis d'une équation du rapport CERCHAR qui donnait $W(u)$ pour une température et nous avons calculé ses coefficients de la manière suivante -

$W(u, \theta_0)$ était de la forme

$$W(u, \theta_0) = C_g f(u, \theta_0) = \frac{C_g}{A + B r_0 \left(\frac{1}{u} - 1 \right) + \frac{C}{u^2}}$$

dans laquelle, à un coefficient de proportionnalité près,

A, représente la diffusion de l'oxygène à travers la couche limite gazeuse

B, les coefficients liés à la diffusion de l'oxygène dans la couche de cendre

C, ceux de la vitesse chimique de combustion du carbone.

En utilisant l'équation

$$\frac{du}{dt} = - C_g f(u, \theta_0) \times \frac{1}{\rho \tau_0 u^2} \quad (4) \text{ décrite au paragraphe 3-4}$$

et en intégrant de 0 à t, après séparation des variables, nous obtenons

$$\alpha t = A \frac{u^3}{3} + B \frac{r_0}{6} u^2 (3 - 2u) + C u$$

Les courbes de décarbonation expérimentale qui représentent $\frac{P}{P_0} = F(t)$ où encore $t = G(u^3, \theta_0)$ permettent alors de calculer les coefficients A, B, C pour quatre températures par simple comparaison avec plusieurs points de chaque courbe. Malheureusement les vérifications sur d'autres points de la courbe ont montré que les résultats n'avaient pas une précision satisfaisante, et que ramené au niveau des constantes physiques de diffusion on obtenait des coefficients négatifs.

Nous avons cependant essayé d'autres équations par adjonction de termes supplémentaires et même sur une structure d'équation différentielle nous n'avons pu mathématiquement obtenir une expression satisfaisante.

A défaut de cette expression qui présentait certains avantages notamment pour la simulation sur ordinateur, nous avons calculé quelques valeurs de $h(u, \theta)$ pour les quatre courbes de décarbonation correspondant à 800°C, 900°C, 1 000°C et 1100°C, et élaboré par simulation un réseau de quatre courbes représentant $h(u, \theta)$ pour chacune des températures.

Cette non linéarité est représentée . figure 2-11.

II.4. Réglages statiques

En dehors de toute automatisation, plusieurs réglages manuels peuvent être opérés sur le décarboneur. Afin de régler la vitesse d'avancement des nodules dans le four on peut agir sur la vitesse de rotation du four et aussi sur son inclinaison.

En réalité, la vitesse de rotation est limitée afin d'éviter que les nodules ne se cassent à l'intérieur du four par suite de mouvements trop brutaux.

De plus cette vitesse d'avancement règle la durée de passage dans le décarboneur . Or cette durée dépend du type de nodules à traiter . Les nodules peuvent avoir des diamètres différents et surtout, suivant l'origine des schistes employés, leur taux de carbone initial peut changer, demandant ainsi un nouveau réglage de la durée de décarbonation.

4.1. Calcul du rayon des nodules

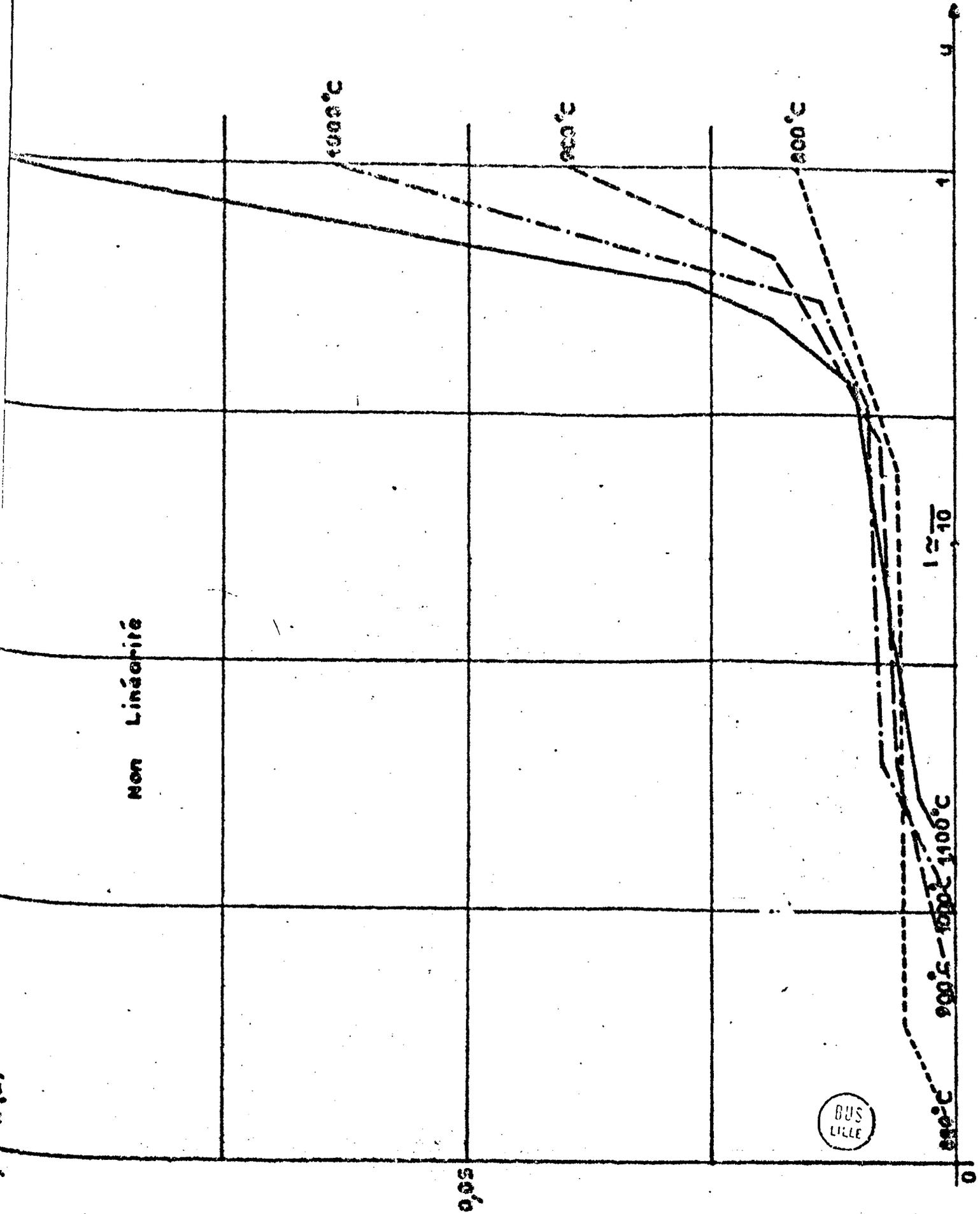
En réalité, en supposant que la température de décarbonation soit correcte, on s'aperçoit que les trois variables, τ_0 taux de carbone initial, r_0 rayon des nodules et t_f temps de décarbonation sont liés.

A partir des équations du paragraphe précédent, il est possible de construire un réseau de courbes liant ces trois paramètres.

En effet, partant de l'équation (4) du paragraphe précédent

$$\frac{dr}{dt} = - C_g f\left(\frac{r}{r_0}, \theta\right) \times \frac{1}{\rho \tau_0} \times \frac{r_0^2}{r^2} \quad (4)$$

Figure 2-11



et de $\tau = \tau_0 \frac{u^3}{1-\tau_0(1-u^3)}$

On peut écrire

$$\frac{du}{dt} = - C_g \times \frac{1}{\rho \tau_0 r_0} \times \frac{f(u, \theta)}{u^2} = \frac{1}{\tau_c} H(u, r_0)$$

et $\frac{\tau}{\tau_0} = G'(u^3, \tau_0)$

il vient alors

$$dt = \tau_0 \frac{du}{H(u, r_0)}$$

et en intégrant de 0 à t

$$\frac{t}{\tau_0} = \int_1^u \frac{du}{H(u, r_0)} = F(u, r_0)$$

On dispose donc de deux réseaux de courbes

$$\frac{t}{\tau_0} = F(u, r_0) \quad r_0 \text{ paramètre}$$

$$\frac{\tau}{\tau_0} = G(u, \tau_0) \quad \tau_0 \text{ paramètre}$$

Il est alors possible pour des schistes de teneur initiale τ_0 , de connaître le rayon des nodules à fabriquer afin de ne pas changer le réglage de vitesse ; soit encore pour un rayon imposé la nouvelle durée de décarbonation.

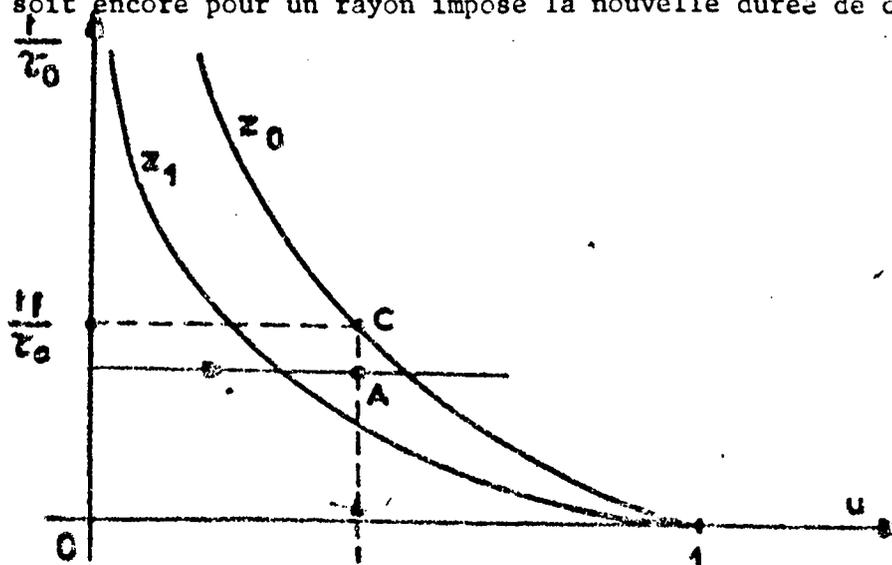


Figure 2.12

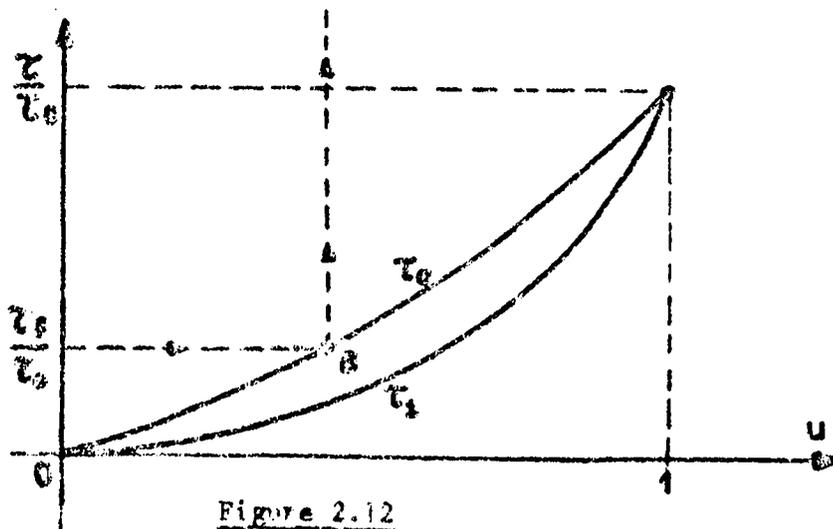


Figure 2.12

Dans le premier cas τ_0 , τ_f sont imposés.

$\frac{\tau_f}{\tau_0}$ impose u , il suffit alors de choisir le rayon r correspondant à la courbe passant par A.

Dans le deuxième cas, $\frac{\tau_f}{\tau_0}$ impose u , r_0 étant fixé, on peut en déduire $\frac{t_f}{\tau_0}$

4.2. Température de préchauffage

Un deuxième problème peut aussi être approché grâce au modèle de décarbonation : il concerne le préchauffeur.

Comme nous l'avons vu lors de la description de l'usine (chapitre I, paragraphe 3) les nodules sont préchauffés afin que, dès leur entrée dans le décarboneur, la décarbonation puisse commencer rapidement. Le préchauffage est réalisé par des brûleurs qui consomment beaucoup d'énergie parce qu'il est nécessaire d'amener les nodules de la température ambiante aux environs de 600°C .

Ce préchauffage est important. En effet nous avons vu que la décarbonation devait s'effectuer à 1000°C pour assurer un grésage de surface correct ; il faut donc que les nodules entrent dans le décarboneur à une température suffisante leur permettant d'atteindre très rapidement les 1000°C . Or en regardant le fonctionnement de la décarbonation au travers du modèle, on aperçoit que pour que le nodule s'échauffe il faut que la puissance calorifique fournie par la décarbonation soit supérieure à celle consommée par l'air entrant. Cette puissance calorifique étant liée au taux de carbone τ_0 et à la température de combustion, il y a donc une température minimale en dessous de laquelle le nodule ne chauffera plus, même en insufflant le moins d'air possible.

Cette température minimale de préchauffage, qui semblait être de 600°C, va par conséquent varier en fonction du taux de carbone initial des nODULES.

CONCLUSION :

Nous venons dans ce chapitre de présenter un modèle mathématique de la décarbonation. En dehors de tout contexte d'automatisation, ce modèle devra être identifié au processus réel, afin de pouvoir être utilisé dans les calculs de points de fonctionnement statique optimaux.

Nous verrons dans le chapitre suivant l'utilisation de ce modèle pour l'étude de la commande dynamique du décarboneur complet.

Chapitre III

Adaptation du Modèle au Procédé Réel

III.1. Difficultés à l'adaptation

Nous venons d'élaborer dans le chapitre II, un modèle complet du phénomène de décarbonation associé au four qui assure cette opération. Ce modèle concerne un ensemble de nodules dont le nombre dépend de la commande, c'est-à-dire que sont considérés comme étant dans le même état tous les nodules recevant un même débit d'air à la même abscisse repérée le long du four. L'épaisseur du talus dans le décarbonneur n'est pas un obstacle à cette hypothèse, d'une part à cause du brassage dû à la rotation du four, d'autre part l'air insufflé circule très bien dans ce talus, c'est-à-dire plus vite que les vitesses de diffusion des gaz à l'intérieur d'un nodule.

Il s'agit maintenant de déterminer les valeurs numériques à donner à chacun des coefficients de ce modèle à l'aide de mesures sur le procédé. Les contraintes d'ordre pratique sont telles que l'on ne peut appliquer brutalement des méthodes de comparaison modèle - procédé avec réajustement automatique des coefficients à régler (8). En effet la mesure du taux de carbone ne peut se faire qu'en quelques endroits du four (tous les trois mètres), et on ne peut avoir accès à toutes les grandeurs de la partie thermique du modèle (température de fumées, débit de fumées, pertes) - Les pertes thermiques représentant la moitié des calories qui sont libérées par le carbone ; on peut envisager plusieurs solutions quant à leur estimation, mais elles se sont révélées inutiles avant même leur mise en oeuvre : la plus simple consiste en l'indexation sur la température extérieure de l'acier enveloppant la matière réfractaire du four, à l'aide d'une loi de rayonnement.

Celle-ci ne peut renseigner efficacement que sur les pertes à l'extérieur du four or ce qui intéresse directement le modèle ce sont les pertes subies par les nodules. Ces pertes sont difficiles à déterminer au moyen des pertes extérieures par suite des temps de transit de la chaleur (presque une dizaine d'heures) qui sont incompatibles avec un phénomène de combustion pouvant s'emballer en quelques minutes. Une autre solution intéressante aurait consisté à simuler

l'équation de conduction de la chaleur en régime variable dans la matière réfractaire compte-tenu des conditions aux limites. Il faudrait alors, tout au moins pendant une phase d'expérimentation, avoir accès à la température dans l'épaisseur du réfractaire pour en déduire avec précision le coefficient de conduction thermique de ce matériau et pour tester la sensibilité par rapport aux imprécisions sur ce coefficient.

Compte-tenu de ces quelques remarques nous adopterons donc la ligne de conduite suivante. La partie du modèle relative à l'évaluation du taux de carbone restera pratiquement inchangée, cette partie étant parfaitement identifiée grâce aux essais en laboratoire exposés dans le chapitre précédent - Par contre des hypothèses simplificatrices sur la partie dynamique en température nous permettront d'arriver à un modèle exploitable pour la régulation de ces températures.

Comme nous allons le voir, l'approche analytique faite au chapitre II qui à priori aurait pu paraître sans objet ici présente des avantages fondamentaux : d'une part c'est la seule manière utilisable pour déterminer un modèle du taux de carbone, d'autre part elle nous permet de mettre en évidence le caractère d'instabilité sous-jacente du phénomène de combustion. Enfin l'application directe d'une méthode d'identification aurait abouti à des résultats assez peu réalistes, notamment à cause des constantes de temps prépondérantes des cannes pyrométriques installées sur le décarboneur.

III.2. Utilisation du modèle pour le décarboneur

Comme nous venons de l'analyser, l'utilisation du modèle peut s'effectuer suivant deux voies principales -

Tout d'abord, en lui fournissant un certain nombre d'informations, ce modèle pourra évaluer le taux de carbone des nodules en un point quelconque du four.

Ensuite grâce à une linéarisation partielle, il fournira une structure mathématique aux chaînes à régler qui permettra d'une part l'étude de la régulation et d'autre part l'identification de certains paramètres du modèle.

2.1. Estimation du taux de carbone en tout point du four

Afin d'obtenir un modèle capable de fournir le taux de carbone du processus réel, un problème fondamental se pose ; le modèle présenté lors du précédent chapitre donne l'évolution du taux de carbone d'un même ensemble de

modules présent dans le four d'expérimentation pour une température et un débit d'air donnés.

Dans ce sens il convient de considérer à propos du décarboneur rotatif un découpage du produit en un certain nombre de paquets correspondant à une zone d'insufflation d'air.

Considérons un seul de ces paquets : il se déplace dans le four à vitesse constante et met un temps T pour passer d'une entrée d'air à la suivante.

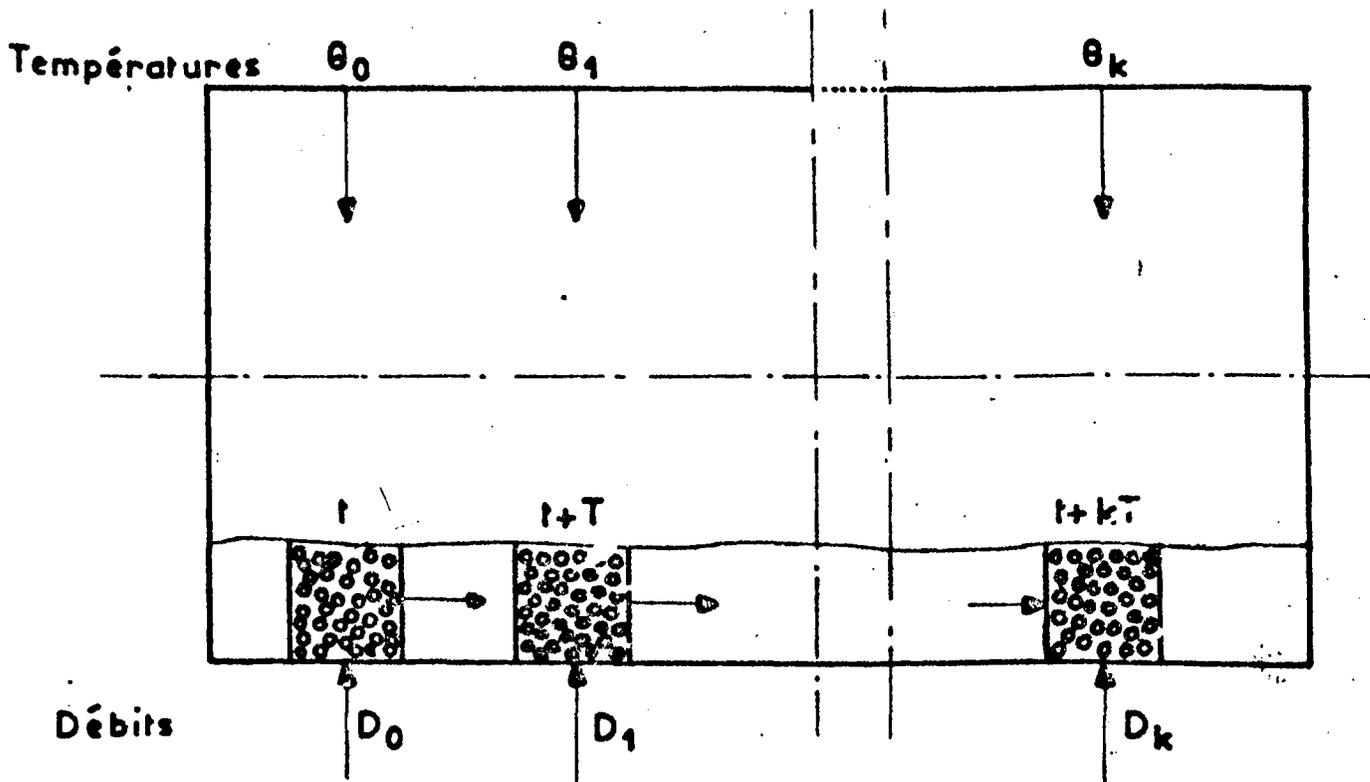


Figure 3-1

A l'instant t de son passage devant la première insufflation d'air, il subira le débit d'air D_0 et sera à une température θ_0 .

A l'instant $t + T$, le débit sera celui de la deuxième entrée D_1 à cet instant et sa température θ_1 .

Pour connaître le taux de carbone de ce paquet de nodules, il sera nécessaire de fournir au modèle tous les débits et toutes les températures que ce groupe de nodules aura rencontré.

S'il se trouve en $k^{\text{ème}}$ position, le modèle pourra utiliser k échantillons de débit et k échantillons de température.

Il est donc possible à partir de ces échantillons d'obtenir avec une certaine loi de distribution des températures et des débits entre les points de mesure, une température et un débit fonction du temps qui peuvent alors être facilement introduits dans le modèle de la décarbonation.

Avec cette méthode on peut donc obtenir le taux de carbone dans le four à l'endroit où se trouve le paquet de nodules considéré.

Pour connaître ce taux en n'importe quel point du four et à tout moment, il faut alors considérer simultanément tous les paquets délimités par les zones d'insufflation de l'air.

La figure-3-2 montre qu'à chaque paquet de nodule est associé un certain nombre de mesures et que pour connaître la valeur du taux de carbone à l'instant t_i et à l'endroit j , il suffit de fournir au modèle les températures $\theta_j, n-j+1 - - - - \theta_1, n-j+1$ et les débits correspondants.

Pour obtenir ces données se pose alors le problème de la synchronisation des mesures et de leur stockage.

Ce stockage peut d'ailleurs être représenté symboliquement par une matrice triangulaire (figure 3-3) dont chaque colonne représente la mesure simultanée de toutes les températures à un même instant et chaque ligne les températures qu'a rencontrées un paquet de nodules lors de son passage dans le four.

L'avancement des produits dans le four correspond alors à une translation suivant la diagonale principale.

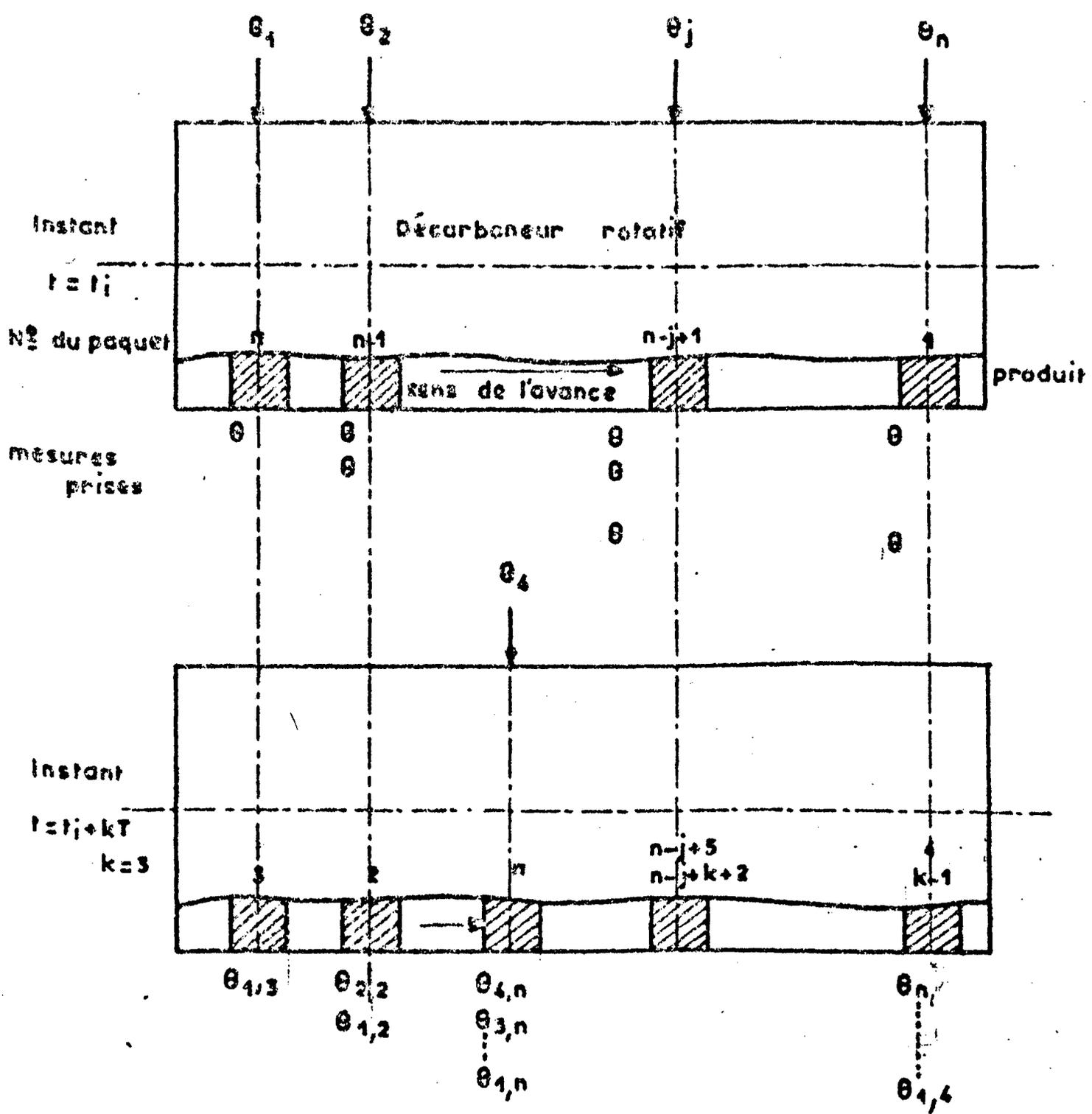


Figure 3-2

Cette représentation permet une gestion numérique plus facile du stockage des mesures.

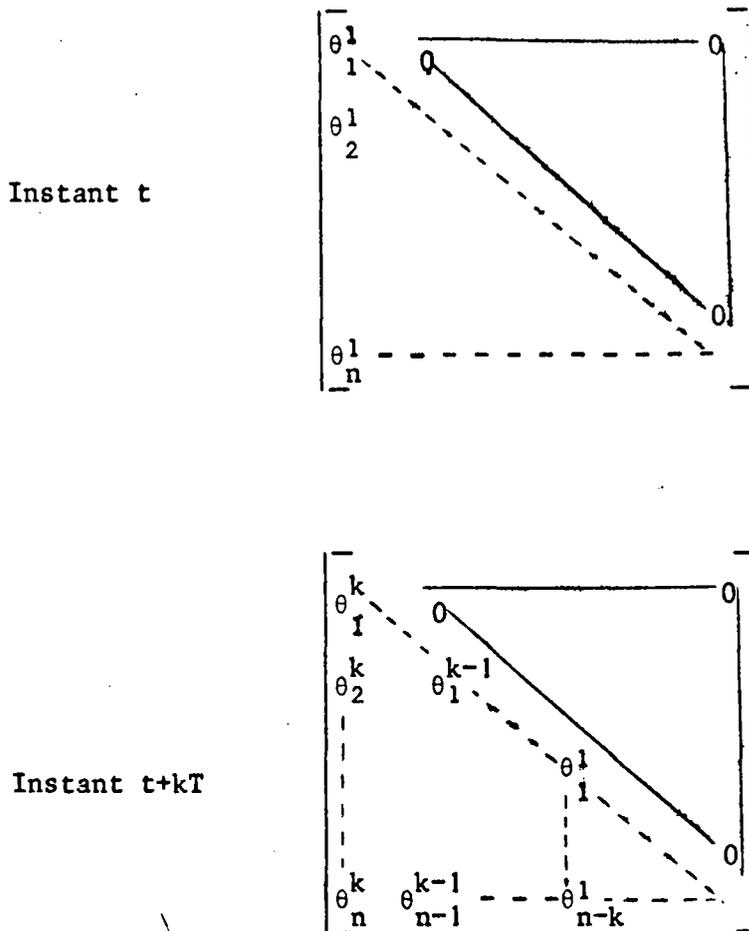


Figure 3-3

2.2. Relation liant le débit d'air à la température

Un autre problème important de la commande du processus concerne la régulation de la température le long du décarboneur.

Afin de pouvoir élaborer des algorithmes de régulation, il est préférable d'avoir une bonne connaissance des relations liant les variables de la chaîne à commander.

Pour permettre une identification paramétrique, nous avons, à partir du modèle global, essayé de dégager un modèle du transfert débit d'air - température - Le problème consiste donc à reprendre le modèle du paragraphe II 3-5 qui concerne la relation liant le débit d'air (D_a) à la température θ , pour un certain ensemble de nodules.

Si l'on considère cette loi à un certain endroit du four rotatif, la dynamique en température correspond au pouvoir calorifique des nodules à cet endroit. Cette puissance calorifique va dépendre de son état de décarbonation et l'on est en droit de supposer qu'elle ne variera que très lentement, notamment beaucoup plus lentement que la température.

Le système va donc évoluer au tour d'un point de fonctionnement.

Nous pouvons donc considérer u comme une valeur constante et linéariser la relation $h(u, \theta)$ défini au paragraphe II 3-4. autour d'un point de fonctionnement.

Partant de l'équation 4 du paragraphe II 3-4

$$\dot{u} = - C_g h(u, \theta) \quad (4)$$

et de l'équation 6 représentative de la partie basse du modèle

$$\rho_f D_f \Delta T_f + \rho_a D_a (T_f - T_a) + P + m_c \frac{d\theta}{dt} = Q_m \frac{d\theta}{dt} \quad (6)$$

On peut écrire

$$\dot{\theta} = - a u^2 \dot{u} - b P - c D \quad (7)$$

a, b, c coefficients.

P regroupe les pertes dans la paroi du four et dans les fumées et D est le débit d'air.

La linéarisation portant sur les pertes et la puissance calorifique des nodules nous pouvons écrire :

$$h(u, \theta) = h_0 + \alpha \theta$$

$$\text{et } P = P_0 + \beta \theta$$

qui nous conduit à l'équation :

$$\dot{\theta} = + a u^2 C_g (h_o + \alpha \theta) - b (P_o + \beta \theta) - c D$$

et en séparant les termes en θ on obtient :

$$\dot{\theta} - a u^2 C_g \alpha \theta + b \beta \theta = a u^2 C_g h_o - b P_o - c D \quad (8)$$

C'est l'équation d'un système du premier ordre. Il est à noter que le caractère instable de la combustion est mis en évidence par le terme $- a u^2 C_g \alpha \theta$ et que la compensation s'effectue par les pertes thermiques.

Finalement on peut écrire l'équation (8) sous la forme très simplifiée :

$$\theta \left(p + \frac{1}{T} \right) = k_1 A + k_2 D$$

en supposant les coefficients constants ce qui n'est pas toujours exact, sauf dans le cas où l'air est en saturation (l'augmentation du débit d'air tend à stabiliser ou réduire la température des nodules). Le terme $k_1 A$ représente l'influence du reste du four sur la partie considérée : il comprend d'une part le pouvoir calorifique qui dépend de toute l'évolution antérieure du nodule et représente la partie amont du four et d'autre part le coefficient de pertes dans les fumées, dont la température dépend des réactions en aval.

En un endroit du four, la structure reste constante aux perturbations près, mais pour passer d'un point de régulation à un autre, les valeurs des coefficients changent avec le pouvoir calorifique des nodules.

Cette linéarisation permet donc d'envisager une régulation simple dans certains cas, mais elle permet surtout de prévoir certains résultats à obtenir lors de l'identification réelle.

III.3. Simulation du modèle avec synchronisation numérique

La simulation du modèle correspond à plusieurs objectifs relatifs à la mise au point et à l'exploitation en conduite automatique.

En effet à ce modèle élaboré à partir de données expérimentales, doivent être adjointes certaines non-linéarités concernant par exemple : vitesse d'insufflation de l'air dans le décarboneur.

Afin de compléter le modèle, il sera donc nécessaire de le faire fonctionner en parallèle avec le four en lui fournissant toutes les mesures effectuées le long du décarboneur pendant un temps supérieur à celui de la décarbonation.

L'un des principaux problèmes réside alors dans l'acquisition et le stockage des mesures. En effet si nous supposons m point de mesures le long du four et tenant compte du paragraphe III 2-1, un découpage en n paquets de nodules, il faudra stocker pratiquement $\frac{m \times n}{2}$ mesures uniquement pour les températures. De plus, celles-ci devront être mémorisées pendant une durée égale à celle de la décarbonation c'est-à-dire pendant environ une heure et demi.

La scrutation et la mémorisation doivent alors être gérées de manière numérique par suite des durées de traitement et surtout à cause de la nécessité de synchroniser ces mesures avec l'avance des produits dans le décarboneur.

En lui fournissant les valeurs adéquates le modèle pourra alors très rapidement évaluer le taux de carbone en n'importe quel endroit du four, et situer notamment la zone où le taux de carbone des nodules atteint 1 %, afin de permettre d'amener cette zone le plus près possible de la sortie du four.

La simulation de ce modèle se scinde donc en deux parties.

En effet le modèle ne fonctionne qu'avec une information continue tant sur les températures que sur les débits ; or de par son fonctionnement, le four ne permet que l'acquisition d'échantillons. Une partie de la simulation doit donc répartir en fonction du temps les températures et les débits.

En espérant pouvoir disposer d'un nombre de points de mesures suffisant nous avons choisi une interpolation linéaire entre les échantillons. En ce qui concerne la partie modèle proprement dite, la difficulté provient de la génération de la non-linéarité $h(u, \theta)$ (figure 2-11).

Comme nous n'avons pas voulu à priori éliminer la solution analogique pour la simulation, nous présenterons un schéma de simulation analogique et un organigramme de simulation sur ordinateur.

3.1. Simulation analogique

Afin d'obtenir une variation continue de la température en fonction du temps, la température aux périodes d'échantillonnage est sélectionnée par des comparateurs (figure 3-4) commandés à partir de signaux logiques.

La tension ainsi obtenue est mise en mémoire dans un "échantillonneur - bloqueur" qui permet d'élaborer le signal $\theta_{\tau+1} - \theta_{\tau}$ envoyé ensuite dans un intégrateur dont le mode de fonctionnement périodique est sélectionné en fonction de la vitesse des nœuds dans le four. Le signal représentatif de $\theta(t)$, ainsi obtenu peut alors être utilisé dans le reste de la simulation.

BUS
LILLE

La connaissance de la fonction $h(u, \theta)$ se résume à quatre courbes $h(u, \theta_{\tau})$ relevées à 800°C, 900°C, 1 000°C et 1 100°C. Le problème de simulation se résout alors par comparaison pour une valeur de u , de la température θ aux quatre références précitées. Suivant que la température θ est comprise entre 900 et 1 000°C ou entre 1 000 et 1 100°C, il faut interpoler la valeur de $h(u_0, \theta)$ entre les deux valeurs $h(u_0, 900)$ et $h(u_0, 1000)$ au moyen de l'expression :

$$h(u_0, \theta) - h(u_0, 900) = (\theta - 900) \times \frac{h(u_0, 1000) - h(u_0, 900)}{1000 - 900}$$

Cette relation est schématisée figure 3-5.

Les quatre courbes $h(u, \theta_{\tau})$ sont engendrées par des τ ducteurs de fonction à diodes. La variable u est orientée suivant la valeur de θ vers deux de ces traducteurs dont les sorties sont soustraites puis regroupées, afin d'être pondérées par le coefficient $\frac{1}{\theta_{\tau} - \theta_{\tau+1}}$. Il suffit alors de multiplier

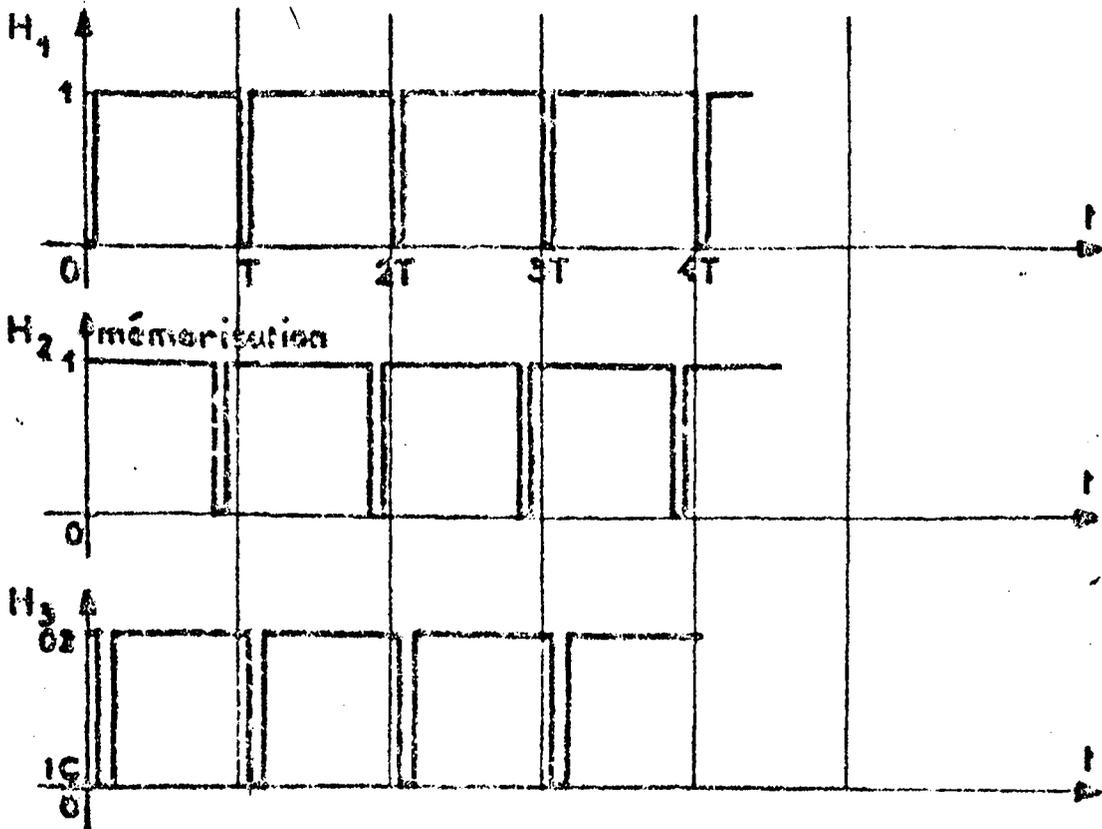
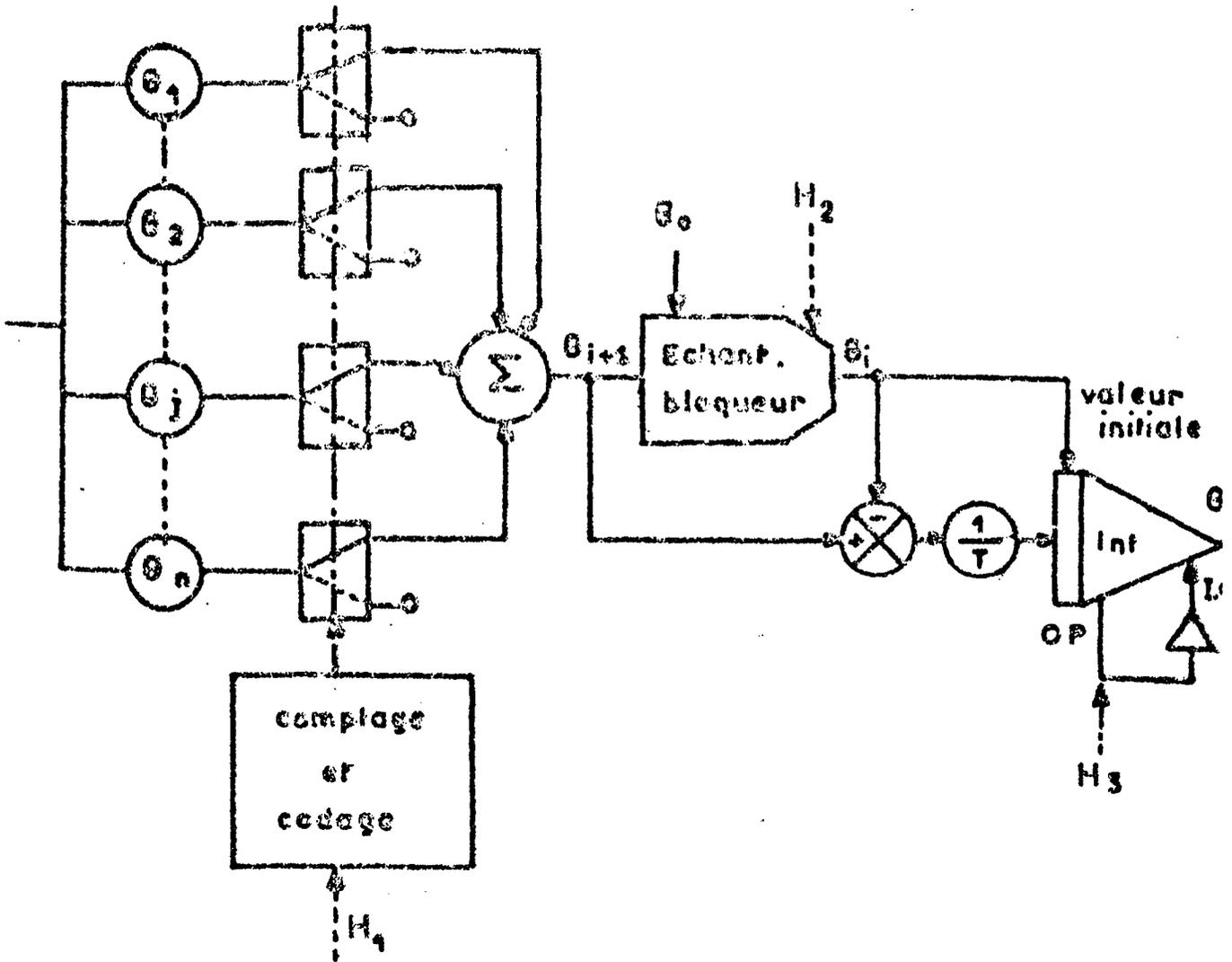


Figure 3.4



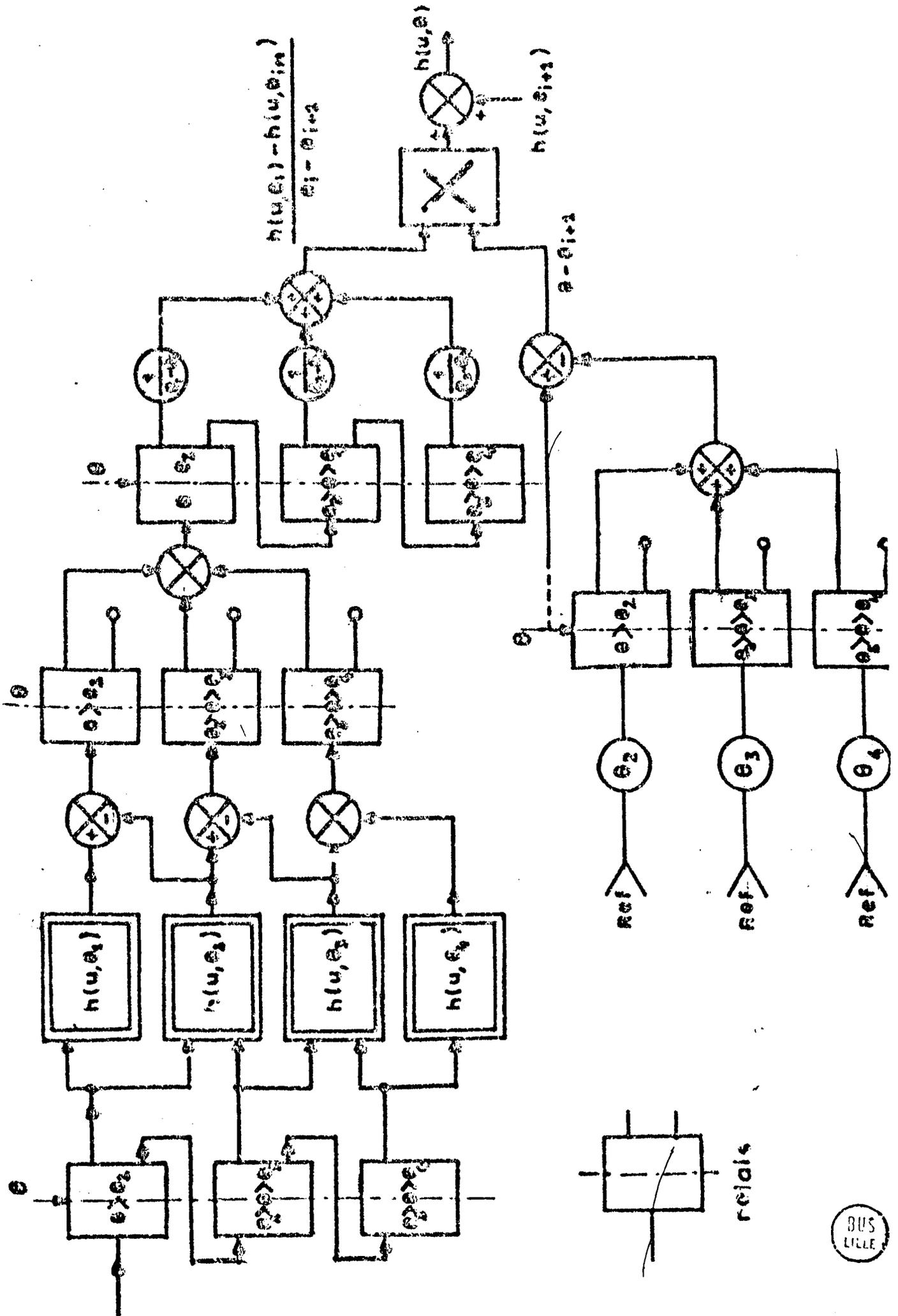


Figure 3.5

la valeur ainsi obtenue par la différence $\theta - \theta_{i+1}$ et d'ajouter ensuite $h(u_0, \theta_{i+1})$ obtenue de la même manière à partir des traducteurs de fonctions et d'une série de relais. Comme dans ce cas $\theta_i - \theta_{i+1} = 100^\circ\text{C}$ quelle que soit la courbe considérée on peut supprimer une partie des relais de voies.

L'absence de traducteur de fonction sur les calculatrices hybrides ne nous a pas permis de tester le schéma.

3.2. Simulation numérique

Le programme quoique très voisin du précédent en diffère par la façon dont sont engendrées les non-linéarités.

En effet afin d'éviter l'encombrement des mémoires par des tables de valeurs, ces non linéarités sont définies à partir du découpage en segment de la figure 2-11.

Pour cela, les points de cassures, $u_1, u_2, u_3 \dots$ de la figure 3-7 sont mémorisés en association avec la valeur de la pente α_0, α_1 , ces différents points d'une même courbe permettant ainsi par un calcul très simple l'obtention de la valeur désirée.

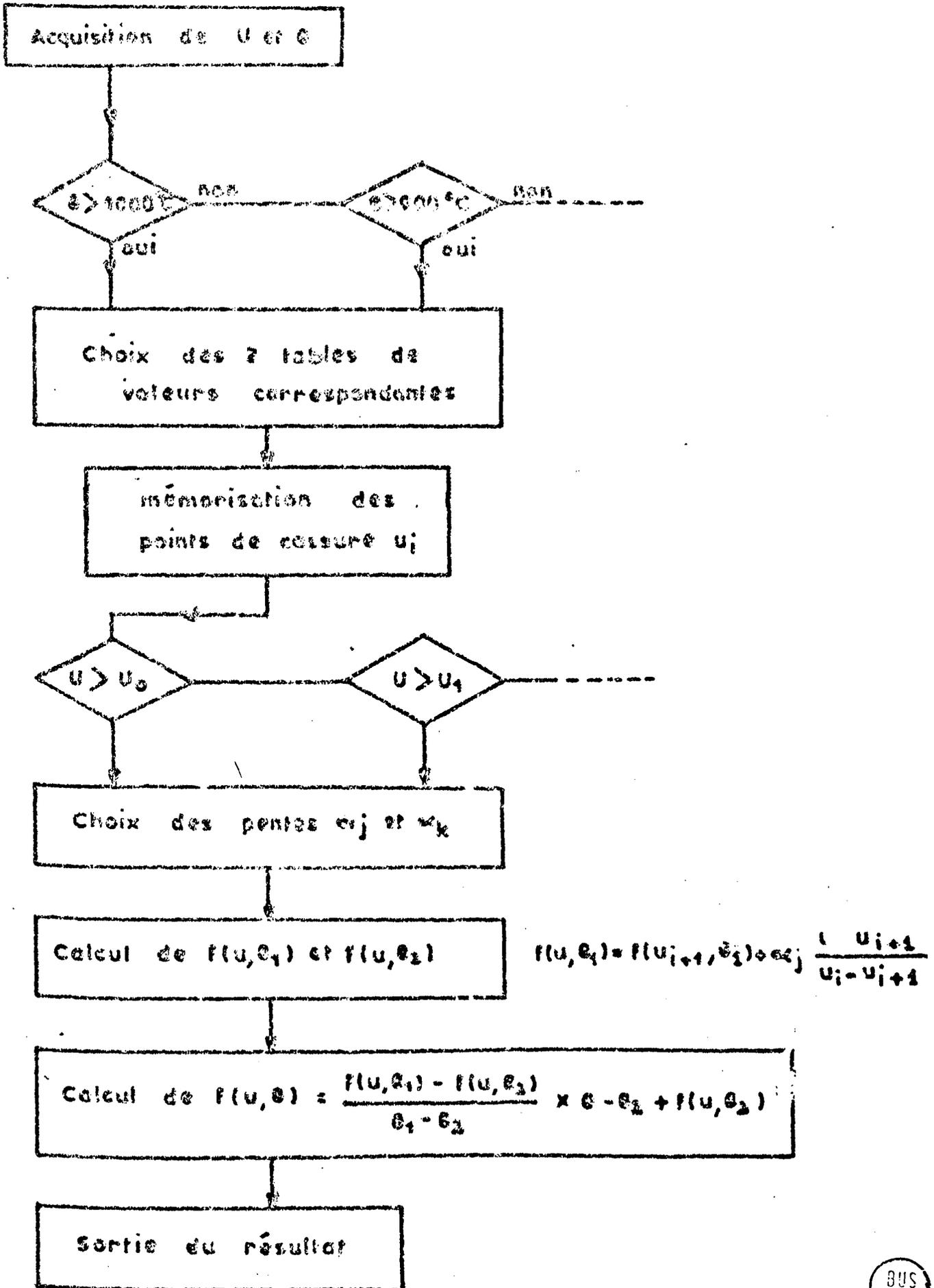
Le programme dont l'organigramme est représenté figure 3-6, compare la température obtenue par interpolation linéaire entre les points de mesure aux quatre températures de référence et choisit alors les deux tables de valeurs u_i et α_i correspondant aux deux températures les plus voisines. Il compare ensuite la valeur de u aux points de cassure u_i choisit les pentes et engendre les valeurs $h(u, \theta_1)$ et $h(u, \theta_2)$ par calcul de l'expression

$$h(u, \theta_1) = h(u_{i+1}, \theta_1) + \alpha_j \frac{u - u_{i+1}}{u_i - u_{i+1}}$$

u_i et u_{i+1} étant les deux points de cassure les plus proches de u .

Il suffit alors d'interpoler entre les deux températures choisies :

$$h(u, \theta) = \left[h(u, \theta_1) - h(u, \theta_2) \right] \times \frac{\theta - \theta_2}{\theta_1 - \theta_2} + h(u, \theta_2)$$



$$f(u, \theta_1) = f(u_{i+1}, \theta_2) + \alpha_j \frac{u_{i+1}}{u_i - u_{i+1}}$$

$$\text{Calcul de } f(u, \theta) = \frac{f(u, \theta_1) - f(u, \theta_2)}{\theta_1 - \theta_2} \times \theta - \theta_2 + f(u, \theta_2)$$



Figure 3.6

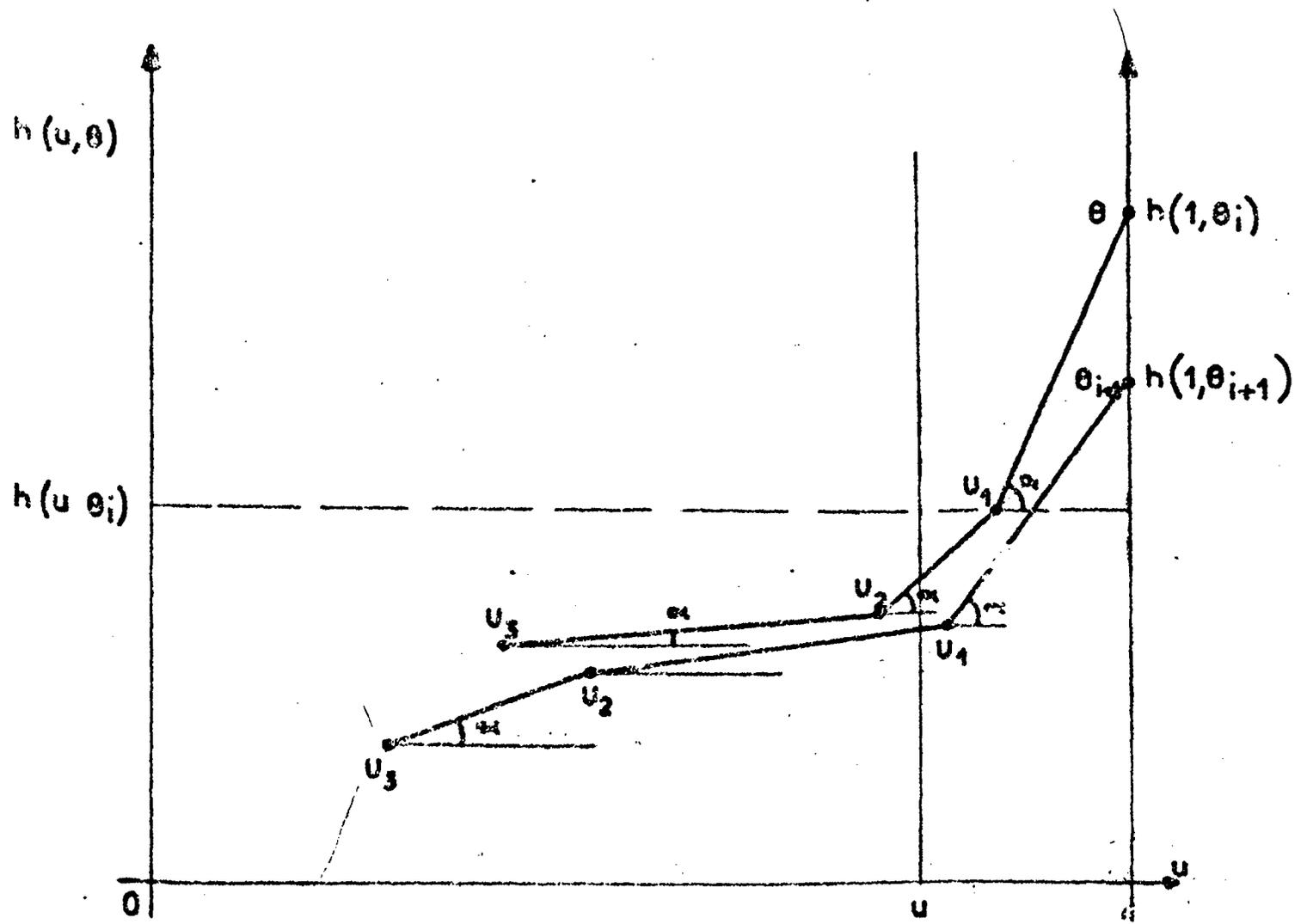


Figure 3-7



Par intégration pas à pas on obtient ainsi de proche en proche la valeur de u et la valeur du taux de carbone.

Comme ce programme est envisagé pour fonctionner dans un ensemble en temps réel, nous avons voulu que son implantation en mémoire soit peu encombrante et que son déroulement soit le plus bref possible afin de ne pas être trop souvent perturbé par les autres tâches du calculateur. Dans cette optique la programmation a été réalisée en langage assembleur tout en effectuant les calculs avec le codage en flottant binaire.

CONCLUSION :

Nous avons vu dans ce chapitre que la scrutation des températures et des débits nécessite l'utilisation d'un calculateur numérique industriel. Cependant la manière d'obtenir le taux de carbone n'est pas obligatoirement entièrement numérique. On peut en effet envisager une simulation mixte la partie intégration étant réalisée analogiquement ce qui peut représenter un gain de temps appréciable pour l'enchaînement des tâches sur le calculateur.

Nous allons maintenant présenter les travaux confiés au calculateur industriel et la conduite envisagée pour le décarboneur.

Chapitre IV

CONDUITE ENVISAGEE

Le calculateur industriel qui sera inséré dans la chaîne doit avoir un rôle extrêmement important puisque outre le pilotage et la régulation du décarboneur, il doit par la suite commander le reste de l'usine.

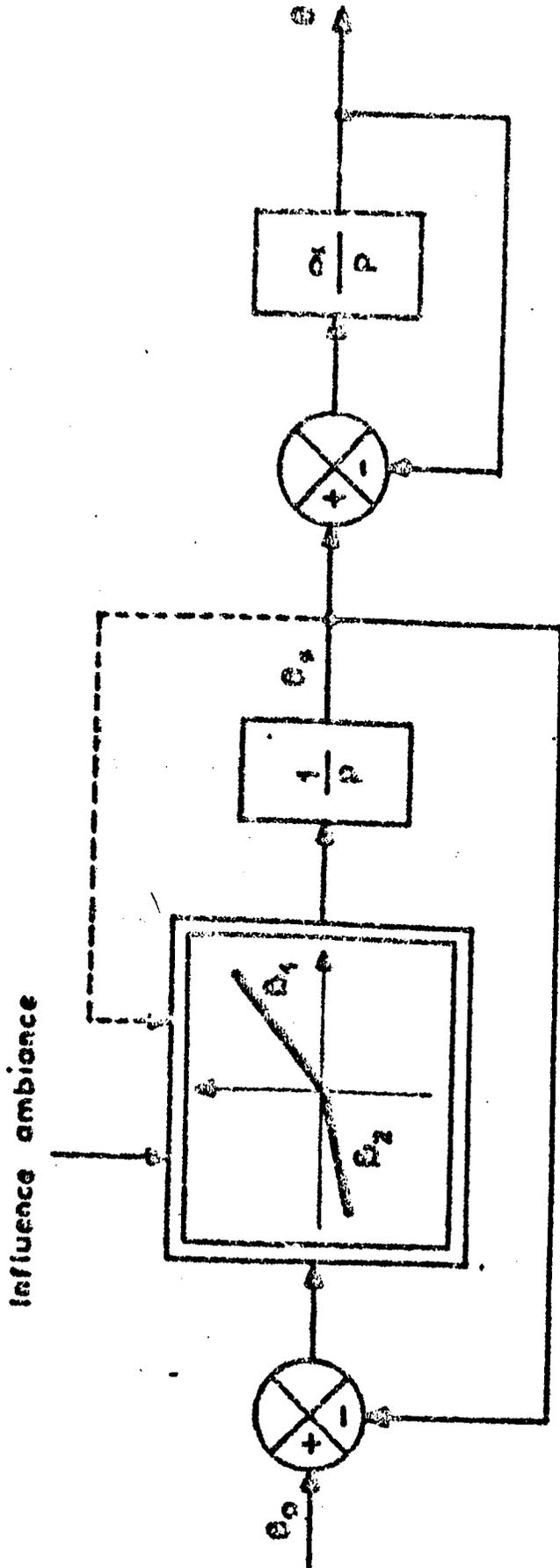
Dans ce chapitre nous n'envisageons que la commande du décarboneur (c'est la plus complexe). Au moyen du modèle nous décrirons les différents travaux du calculateur et mettrons l'accent sur le problème des mesures et des algorithmes de régulation.

IV.1. Mesure des températures

La combustion des nodules doit afin de former un état de surface optimal pour l'expansion s'effectuer aux alentours de 1000°C. Les dimensions du four, alliées à l'instabilité du phénomène de combustion font donc apparaître la nécessité de points de mesure nombreux et précis. Pour l'automatisme ces mesures sont d'une part nécessaires, afin de vérifier et identifier le modèle, d'autre part plus performantes que la régulation envisagée tant en sensibilité qu'en rapidité de réponse.

Si nous examinons les mesures de température effectuées actuellement à l'aide de cannes pyrométriques, nous nous apercevons que le thermo-couple est enrobé de plusieurs couches de matière qui pour être rigides à 1000°C ont des propriétés thermiques voisines de celles d'un isolant. C'est pourquoi les temps de réponse de ces cannes à un échelon de température sont très longs. Nous avons approché les équations de fonctionnement de ces cannes au moyen du modèle simplifié de la figure 4-1.

Modèle de la canne pyrométrique



$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha = 0,2 \text{ mn}^{-1} \\ \beta_1 = 0,33 \text{ mn}^{-1} \\ \beta = 0,1 \text{ mn}^{-1} \end{array} \right.$$

Figure 4-1



Grossièrement les constantes de temps sont de 15 minutes pour un échelon positif de la température et de 25 minutes au refroidissement. Il semble donc illusoire de corriger dans un délai acceptable les transitoires de température avec une mesure dont la constante de temps serait prépondérante. De plus ces cannes sont montées sur le four et tournent avec lui à raison de quelques tours par minute.

Comme l'on peut le constater sur la figure 4-2 la canne se trouve plus souvent dans les fumées que dans le produit.

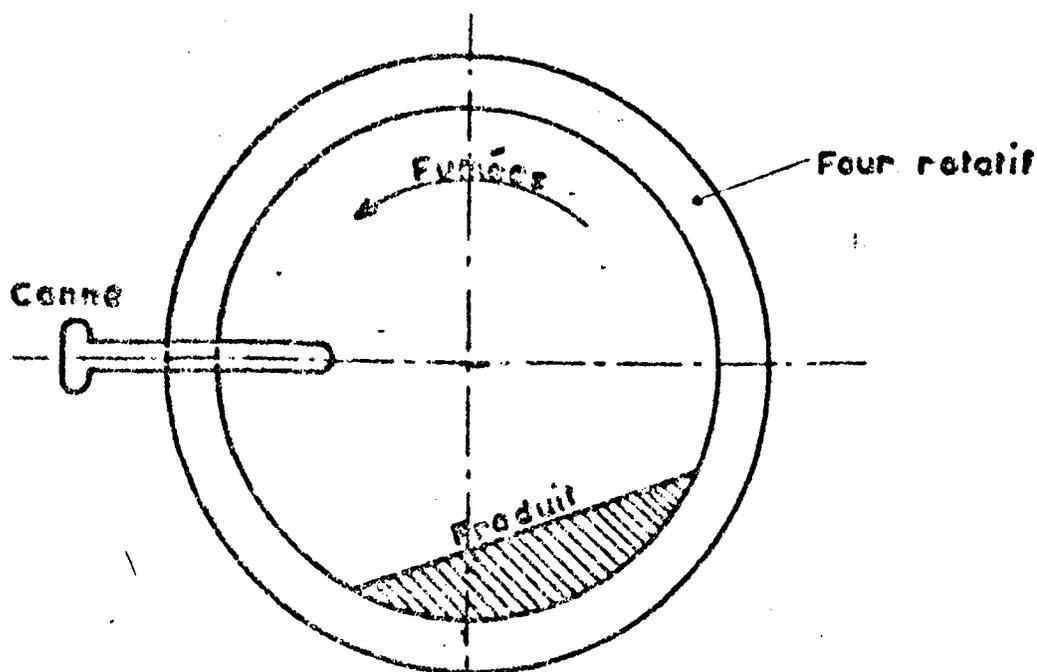


Figure 4-2

Compte-tenu de sa constante de temps elle tend à indiquer une valeur moyenne entre la température du produit et celle des fumées (sans mentionner celle de la paroi). Il n'est donc pas certain que la température indiquée soit celle que l'on désire mesurer. De plus la transmission des informations électriques données par le thermocouple s'effectue par l'intermédiaire d'un contact tournant subissant ainsi trop d'aléas engendrant des bruits pour que les résultats puissent être exploitables après conversion analogique-numérique, même en ajoutant des traitements numériques de correction de mesure indispensables en régulation numérique directe (RND).

C'est pourquoi une mesure de type optique alliant la précision à un temps de réponse bref serait souhaitable. Ces pyromètres pourraient être rendus indépendants de la rotation et viseraient les nodules par des fenêtres à clapets situées sur la périphérie du four.

Le type de mesure entraîne bien entendu un travail en temps réel supplémentaire du calculateur, consistant à acquérir la mesure lorsque la fenêtre est en concordance avec l'appareil de mesure, ce qui se traduit par une synchronisation supplémentaire de mesures avec la vitesse de rotation du four.

IV. 2. Structure générale de la commande

Le premier but à atteindre consiste donc à amener, avec un débit maximal, les produits à un état optimal pour l'expansion c'est-à-dire d'amener ces produits à un taux de carbone de 1 % en fin de décarboneur en ayant respecté une température de 1000°C pendant la durée du traitement.

Pour cela les commandes des débits sont de deux sortes. En effet, en considérant la figure 4-3 on peut concevoir deux parties dans le décarboneur. Une première partie, où le produit n'a pas encore atteint un taux de 1 % de carbone, est alors réglée en température, puis une deuxième n'entraînant pas de

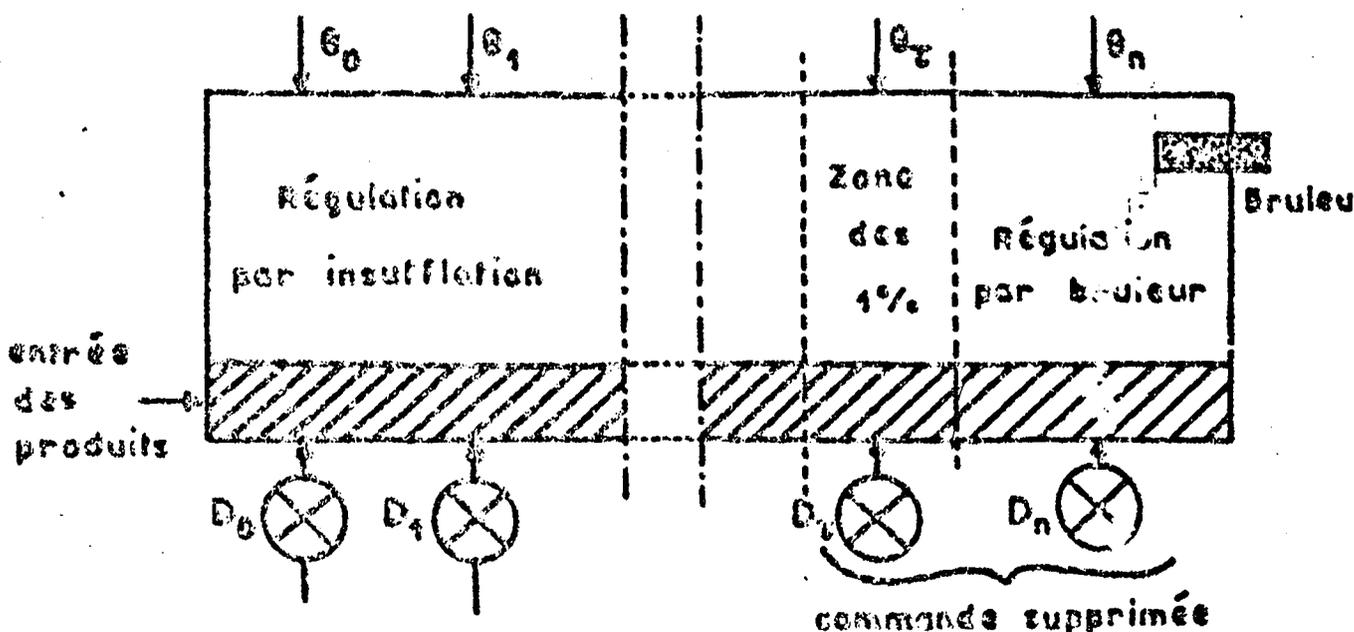


Figure 4-3

décarbonation. L'insufflation d'air est donc supprimée sur cette partie qui par contre maintient les nodules à une température de 1050°C, au moyen d'un brûleur déjà installé sur l'usine pilote (son fonctionnement est toutefois fort instable).

De plus une commande sur le four doit permettre d'augmenter la vitesse de propagation des nodules afin de faire glisser la zone des 1 % le plus près possible de la sortie du décarboneur, ceci afin de pouvoir augmenter le débit horaire des produits.

Comme nous l'avons vu dans le précédent chapitre, ces commandes seront élaborées à partir de la mesure des températures et de la simulation du modèle qui nécessite la connaissance des températures et aussi des débits. Pour la régulation des températures, les mesures devront être synchronisées avec la vitesse de rotation du four. La connaissance de cette vitesse n'est d'ailleurs pas nécessaire pour ce problème car on peut facilement déclencher l'acquisition de la mesure lors de la concordance de la fenêtre et de l'appareil de mesure. Il est aussi à noter que la période d'échantillonnage pour les algorithmes de commandes sera un multiple de la période de rotation du four. Outre les programmes habituels de traitement de mesures, il sera nécessaire de choisir les mesures qui correspondent à la vitesse d'avancement des produits, afin de générer le tableau de températures cité au chapitre 3, nécessaire à la simulation du modèle.

Outre les températures et les débits, il sera nécessaire de pouvoir donner au modèle les valeurs de τ_0 (taux initial de carbone) et r_0 (rayon des nodules). Le calculateur pourra d'ailleurs procéder dans un premier temps au calcul de ce rayon comme nous l'avons montré au chapitre II "réglage des paramètres statiques".

A ces travaux viendra s'adjoindre celui de la commande du brûleur de fin de four pour la régulation de la température de sortie. La consigne sera fournie au calculateur.

Un résumé synoptique de ces tâches est représenté par l'organigramme de la figure 4-4.

Organigrammes des travaux du Calculateur pour la commande du Décarbonneur

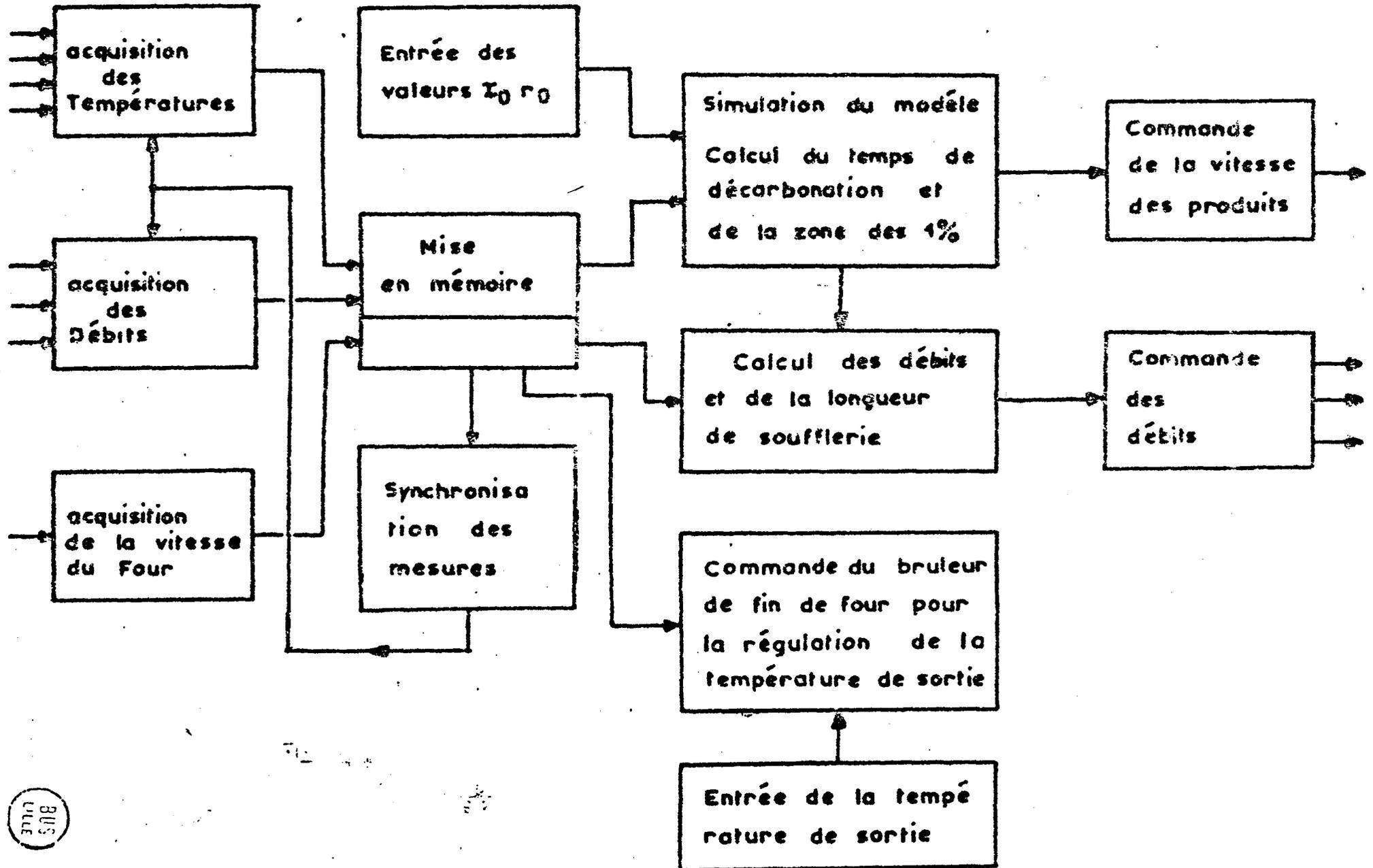


Figure 4-4

BUS
ville

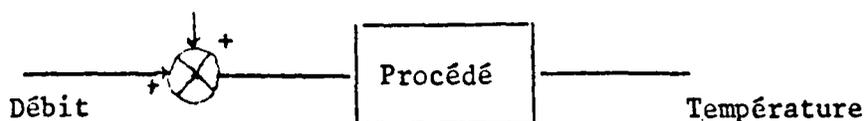
En dehors de ces commandes, le calculateur doit procéder périodiquement à la vérification du modèle de décarbonation et à l'identification des chaînes Débit \rightarrow températures.

Pour cela des mesures de taux de carbone doivent être effectuées sur des échantillons prélevés dans le four et leurs valeurs fournies au calculateur qui vérifiera la concordance des résultats avec ceux engendrés par le modèle. Le calculateur de part son équipement (CF Annexe), pourra procéder à l'identification en temps réel des chaînes à régler ce qui d'une part permettra la correction des algorithmes de commande et aussi grâce à la linéarisation de certaines boucles du modèle, une vérification secondaire du modèle de décarbonation.

IV.3. Algorithmes de correction

Comme nous venons de le voir lors du paragraphe précédent, l'ensemble de décarbonation se présente comme un système multivariable ce qui était prévisible pour un processus thermique de ce type. De plus la linéarisation conduit en première approximation à des systèmes du 1^{er} ordre dont les paramètres varient continuellement tout le long du four. Chaque température sera donc élaborée par un système de premier ordre recevant une commande en débit et une autre commande représentant l'influence des boucles voisines :

A : influence des autres boucles.



Aussi est-il logique d'essayer de trouver un réglage de débit qui tend à découpler les boucles, c'est-à-dire à se prémunir des variations de A, grandeur à laquelle nous n'avons pas accès. Il est également intéressant de remarquer que cette deuxième entrée de chaque boucle du procédé, sera plutôt du type lentement variable ou variable par échelons puisqu'elle représente la contribution du pouvoir calorifique des nodules à l'abscisse du four correspondante. Par conséquent nous pouvons rejeter pour cette utilisation, toutes les méthodes de correction mises au point dans le cas où A est assimilable à un bruit blanc ou semi-blanc par exemple (9). De même, les travaux de Gilles

(10), concernant la commande optimale avec initialisation prédictive d'un échangeur thermique assimilé à un système du premier ordre ne pourront être transposés pour plusieurs raisons : d'une part la compensation des perturbations suppose que l'on a accès à ces grandeurs, ce qui n'est pas notre cas, et d'autre part les coefficients de réglage sont adaptatifs ce qui donne certes de bonnes performances mais conduit à un temps de calcul prohibitif lors de l'implantation des calculs pour de nombreuses boucles. Compte-tenu des valeurs possibles des périodes d'échantillonnage les méthodes de correction proposées ci-après auront tout au moins l'avantage d'une mise en oeuvre simple. Ces méthodes seront proposées directement sur des systèmes du premier ordre dans le cas du processus considéré et s'inspirent des méthodes de régulation avec modèle détecteur (11).

3.1. Première méthode :

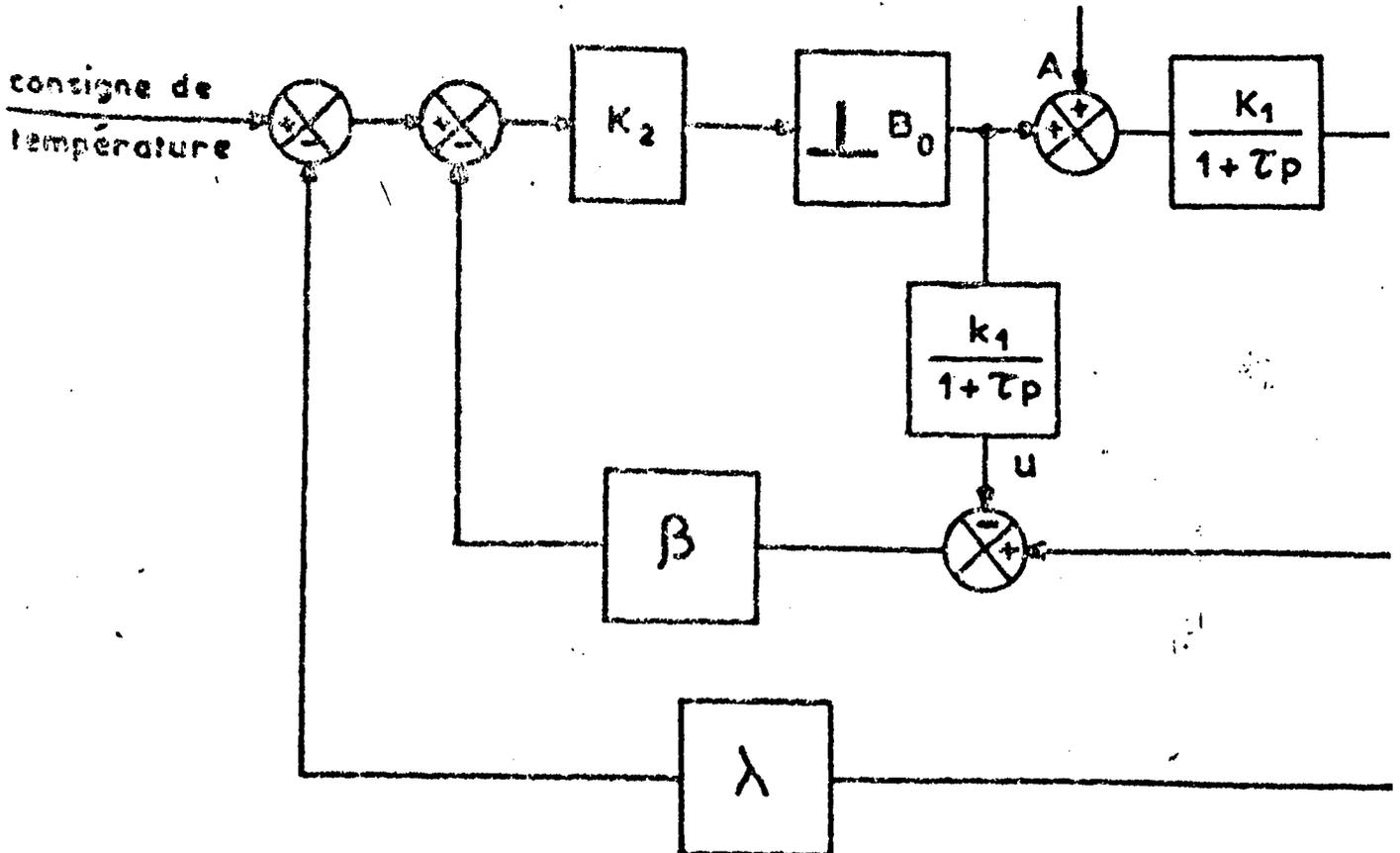


Figure 4-5

Comme on peut le voir sur la figure 4-5, il s'agit d'un double bouclage, car si l'on n'avait eu qu'une seule boucle une perturbation n'aurait pas été éliminée. La grandeur de retour supplémentaire est telle que sa contribution rende nulle l'effet de la perturbation au bout d'un temps que l'on essayera de minimiser.

A l'entrée de l'échantillonneur linéaire de gain K_2 nous avons donc les retours : $-\lambda \theta$ et $-\beta (\theta - u)$, u sortie du modèle non perturbé. Il est alors possible d'écrire les récurrences suivantes :

$$\theta_{n+1} = \theta_n D + K_1 (1-D) (\epsilon_n + A_n)$$

$$\epsilon_n = K_2 (e_n - \lambda \theta_n - \beta (\theta_n - u_n))$$

avec T période d'échantillonnage

$$D = e^{-T/\tau}$$

K_1, τ : gain et constantes de temps de l'objet

u : sortie du modèle

K_2, λ, β : coefficients de réglage.

ce qui donne en regroupant

$$\theta_{n+1} = \left[D - \lambda K_1 K_2 (1-D) \right] \theta_n + K_1 K_2 (1-D) e_n - K_1 K_2 (1-D) \beta (\theta_n - u_n) + A_n K_1 (1-D)$$

On voit qu'il est intéressant pour K_1 et K_2 d'adopter les réglages proposés par exemple dans la publication (12) pour le système en l'absence de perturbations, et qui annulent le régime transitoire en une période puisqu'il s'agit d'un système du premier ordre, c'est-à-dire

$$k_2 = \frac{1}{k_1(1-D)}$$

$$\lambda = D$$

Il vient alors

$$\theta_{n+1} = e_n - \beta(\theta_n - u_n) + A_n k_1 (1-D)$$

Or

$$\theta_n = \theta_{n-1} D + k_1(1-D) \varepsilon_{n-1} + k_1(1-D) A_{n-1}$$

$$u_n = u_{n-1} D + k_1(1-D) \varepsilon_{n-1}$$

Soit
$$\theta_n - u_n = (\theta_{n-1} - u_{n-1}) D + k_1(1-D) A_{n-1}$$

c'est-à-dire en remontant jusqu'à la lère période

$$\theta_n - u_n = (\theta_0 - u_0) D^n + k_1(1-D) \left[A_{n-1} + A_{n-2} D + \dots + A_0 D^{n-1} \right]$$

On peut supposer que $\theta_0 = u_0$, ce qui revient à initialiser le modèle à θ_0 au début de la régulation.

Il reste alors

$$\theta_n - u_n = k_1(1-D) \left[A_{n-1} + A_{n-2} D + \dots + A_0 D^{n-1} \right]$$

Supposons que avant l'instant n il n'y ait pas eu de perturbation

$$\left[A_{n-1} = A_{n-2} = \dots = A_0 = 0 \right] \text{ et qu'à l'instant n apparaisse } A_n \text{ qui}$$

restera constant pendant quelques périodes.

Nous aurons donc

$$\theta_{n+1} = e_n + k_1(1-D) A_n$$

$$\theta_{n+2} = e_n - \beta k_1(1-D) A_n + k_1(1-D) A_n$$

$$\theta_{n+3} = e_n - \beta k_1(1-D) A_n(1+D) + k_1(1-D) A_n$$

|
|
|
|

$$\theta_{n+j} = e_n - \beta k_1(1-D) A_n(1+D + \dots + D^{j-2}) + k_1(1-D) A_n$$

Sur ces récurrences nous voyons que la contribution du 2^{ème} bouclage se fait avec une période de retard. Pour le choix du coefficient de réglage β nous avons deux solutions.

- on change β à chaque période

$$\text{avec } \beta_j = \frac{1}{1+D + \dots + D^{j-2}}$$

ce qui fait que la perturbation sera parfaitement compensée au bout de deux périodes.

- on prend pour β la valeur limite de réglage.

$$\beta = \beta_\infty = 1-D$$

auquel cas on aura une perturbation théoriquement éliminée en un temps infini, mais fortement atténuée (6 % à la 4^{ème} période après son apparition) assez rapidement. On peut donc conclure que le réglage correspondant à $\beta = (1-D)$ sera correct pour les perturbations dont la fréquence max. est telle que

$$f_{\text{max.}} \leq \frac{1}{4 T}$$

Le système reste néanmoins toujours apte à répondre à une sollicitation de consigne en une période.

3.2. Deuxième méthode :

Reprenons l'équation de récurrence du système

$$\theta_{n+1} = \theta_n D + k_1 (1-D) (\epsilon_n + A_n)$$

Fractionnons le terme ϵ_n en deux parties

$$\epsilon_n = (e_n - \lambda \theta_n) k_2 - \epsilon'_n$$

Ce qui donne :

$$\theta_{n+1} = \left[D - \lambda k_1 k_2 (1-D) \right] \theta_n + k_1 k_2 (1-D) e_n + k_1 (A_n - \epsilon'_n) (1-D)$$

Nous avons toujours

$$(\theta_n - u_n) = (\theta_{n-1} - u_{n-1}) D + k_1 (1-D) A_{n-1}$$

Supposons qu'il n'y ait pas de perturbations avant l'instant $n T$, et que A_n apparaisse à $n T$. Le premier écart entre modèle et objet sera donc tel que

$$\theta_{n+1} - u_{n+1} = (\theta_n - u_n) D + k_1 (1-D) A_n$$

On voit qu'il est intéressant d'élaborer la grandeur de retour

$$\epsilon'_{n+1} = \frac{1}{k_1 (1-D)} \left[\theta_{n+1} - u_{n+1} - (\theta_n - u_n) D \right]$$

c'est-à-dire $\epsilon'_{n+1} = A_n$ (Figure 4-6)

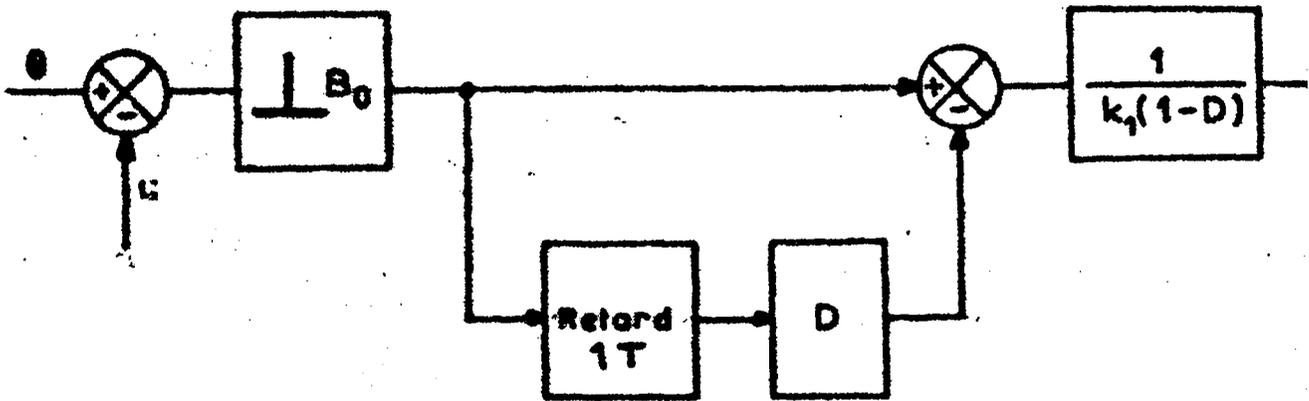


Figure 4-6

De cette façon, en prenant toujours pour λ et k_2 les coefficients de réglage définis plus haut on aura un système répondant en une période à la consigne et en deux périodes à une perturbation inconnue car on aura :

$$e_{n+1}^0 = e_n + A_n k_1 (1-D)$$

$$e_{n+2}^0 = e_n$$

$$e_{n+3}^0 = e_n \text{ ---}$$

Le schéma d'ensemble est indiqué figure 4-7. De même que pour la première méthode, les perturbations devront être sensiblement constantes pendant deux périodes.

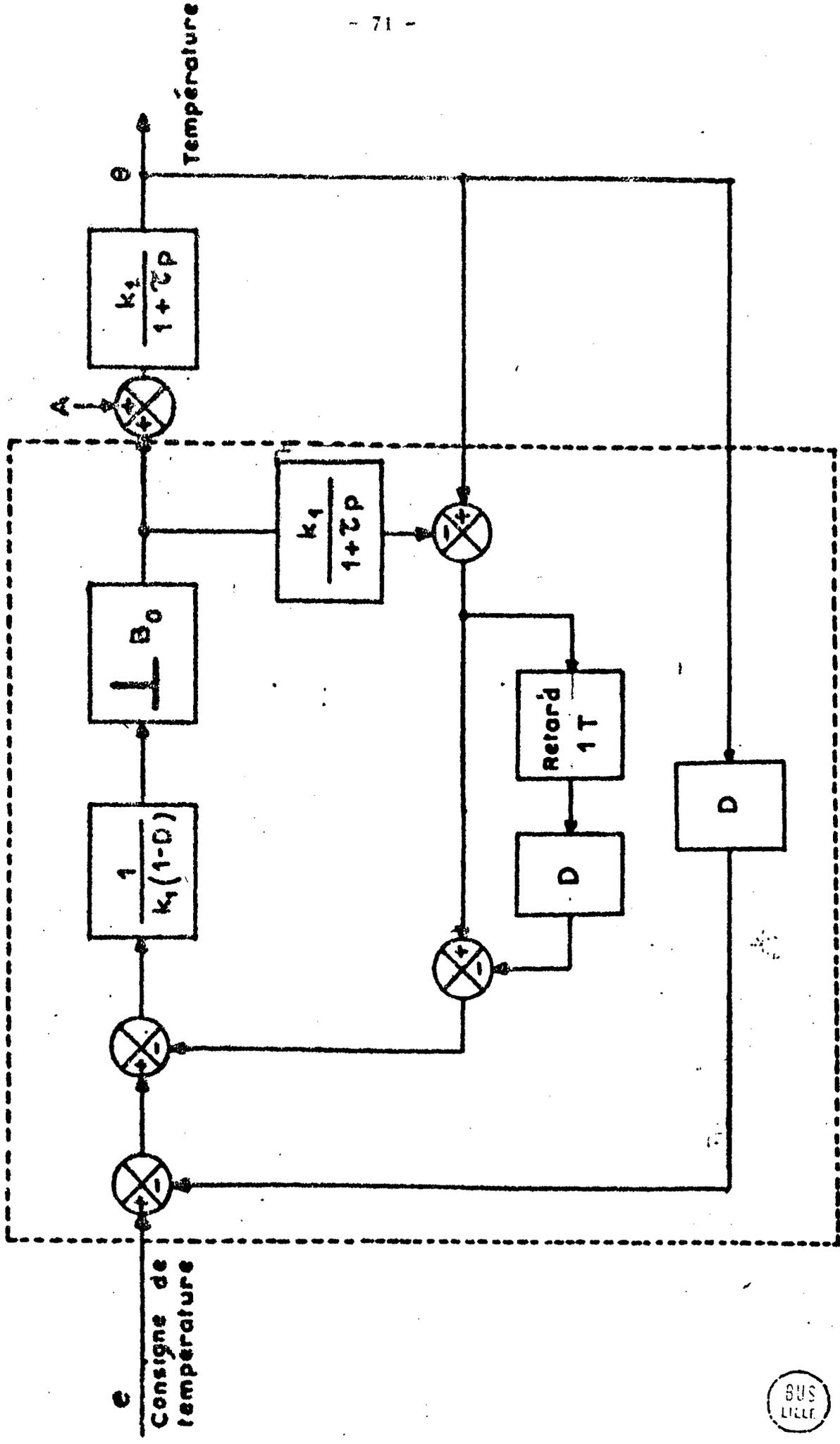


Figure 4-7



IV. 4. Performances pratiques des algorithmes

4.1. Interêt des simulations

Les simulations se révèlent en premier lieu être un moyen simple et rapide permettant de vérifier qu'aucune erreur n'a pu se glisser dans le principe de la méthode proposée. Et de fait, on se rend compte en pratique, que dans la plupart des cas les investigations théoriques sont rarement démenties. Seulement ces dernières se sont toujours appuyées sur des hypothèses très strictes quant aux formes d'onde des signaux de consigne ou à la synchronisation de l'échantillonnage, pour ne citer que des restrictions élémentaires.

C'est alors que les simulations viennent jouer leur rôle fondamental : soumettre le système à un ensemble de stimulations extrêmes, susceptibles d'être conformes à une utilisation industrielle. C'est le seul moyen de faire apparaître les qualités et défauts éventuels des méthodes proposées

Les résultats permettent alors d'affiner le principe de la méthode, ou au contraire de le repenser complètement sous des contraintes mieux définies et directement liées à des performances pratiques.

4.2. Principe et schéma général de simulation

Puisqu'il s'agit ici de régulation numérique directe, une simulation analogique-numérique temps réel s'impose particulièrement. Malheureusement les moyens de calcul des deux types disponibles au laboratoire, (calculatrice hybride, E.A.I. 580 et calculateur industriel T 2000), ne sont pas encore suffisamment développés pour une utilisation couplée analogique-numérique. Par conséquent les deux schémas de simulation proposés, ont été réalisés en calcul hybride de type 1 (13).

Le système à régler est un système du premier ordre de gain unité et de constante de temps une seconde. Dans tous les essais la période d'échantillonnage est restée fixée à une seconde.

Il s'agit donc de tester les deux méthodes proposées au paragraphe IV.3 dans les cas suivants :

- estimation du temps de compensation d'une perturbation de type échelon.
- influence sur la grandeur réglée de perturbations variables en forme d'onde et amplitude.
- évolution des performances pour un système souffrant d'un défaut d'identification, sensibilité des réglages.

Compte-tenu des valeurs numériques proposées pour l'objet à régler, les coefficients de réglage prennent les valeurs suivantes (suivant les notations du paragraphe IV-3.)

- 1^{ère} méthode $k_2 = 1,58$
 $\beta = 0,632$
 $\lambda = 0,368$
- 2^{ème} méthode $k_2 = 1,58$
 $D = 0,368$
 $\lambda = 0,368$

On trouvera sur les figures 4-8 et 4-9 les schémas de câblage complets et détaillés.

4.3. Résultats et discussion

Les deux méthodes de correction proposées au paragraphe 4-3 ont été testées sous trois aspects.

- Vérification des performances annoncées par le calcul, c'est-à-dire en se plaçant dans les mêmes hypothèses.
- Essai de comportement en présence des signaux perturbateurs de type sinusoïdal.
- Sensibilité au réglage : introduction d'un défaut d'identification.

Dans le but de faciliter les commentaires la première méthode de correction sera répertoriée A et l'autre B.

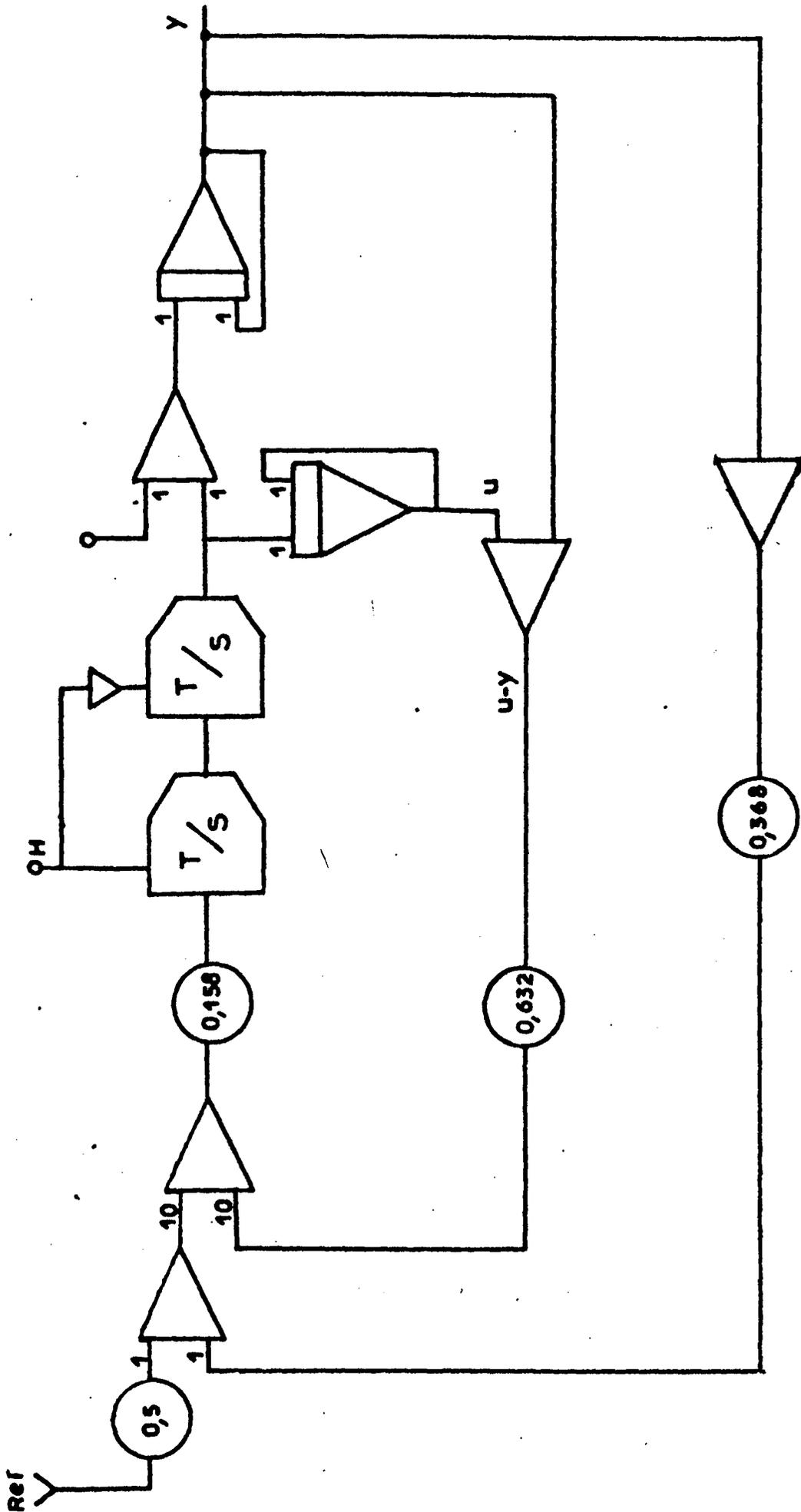


Figure 4-8

BUS
LILLF

Résultats concernant la méthode A

En présence d'une perturbation nulle, le système répond en une période d'échantillonnage à une sollicitation de consigne (figure 4-10 A). On constate donc que la deuxième boucle de correction ne vient pas gêner le fonctionnement de la première, ce qui est normal puisque dans ce cas l'écart modèle-processus est nul. Pour tous les essais suivants, la sortie sera observée autour de la valeur de consigne maintenue à 0,5 unité-machine.

Sur la figure 4-11 A commencent les essais en présence de signaux perturbateurs. Ici, une perturbation de type échelon est atténuée de 15 % en cinq périodes d'échantillonnage ; les performances semblent légèrement inférieures à celles prévues par le calcul, (cf. paragraphe IV.3)

Il est intéressant d'analyser maintenant les conséquences de signaux perturbateurs sinusoïdaux lents (période de 10 sec. à 100 sec.). Nous avons fait figurer sur les figures 4-12 (A) et 4-13 (A) ces deux périodes extrêmes pour constater que l'ondulation résiduelle tombe à 2 % de la consigne alors qu'elle en représentait 25 % sans compensation (cas de la période de 100 s). Le signal de période 10 s représente ici une sollicitation extrême pour laquelle la compensation n'apporte aucune amélioration majeure.

Abordons maintenant les résultats relatifs à des défauts d'identification, cas fort intéressant pour le praticien, et ceci d'autant plus que l'on peut difficilement en faire des estimations par prédétermination.

Sur la figure 4-14 A, le système de fonction de transfert $\frac{1}{(1+p)(1+0,5p)}$ a été modélisé par $\frac{1}{1+p}$.

Les relevés des deux réponses montrent que la correction reste aussi efficace. De même un défaut d'identification sur la constante de temps, reste sans conséquences majeures sauf pour un cas extrême qui est à la limite du probable : approximation d'un système de constante de temps 10 sec. par un modèle de constante de temps 1 sec.

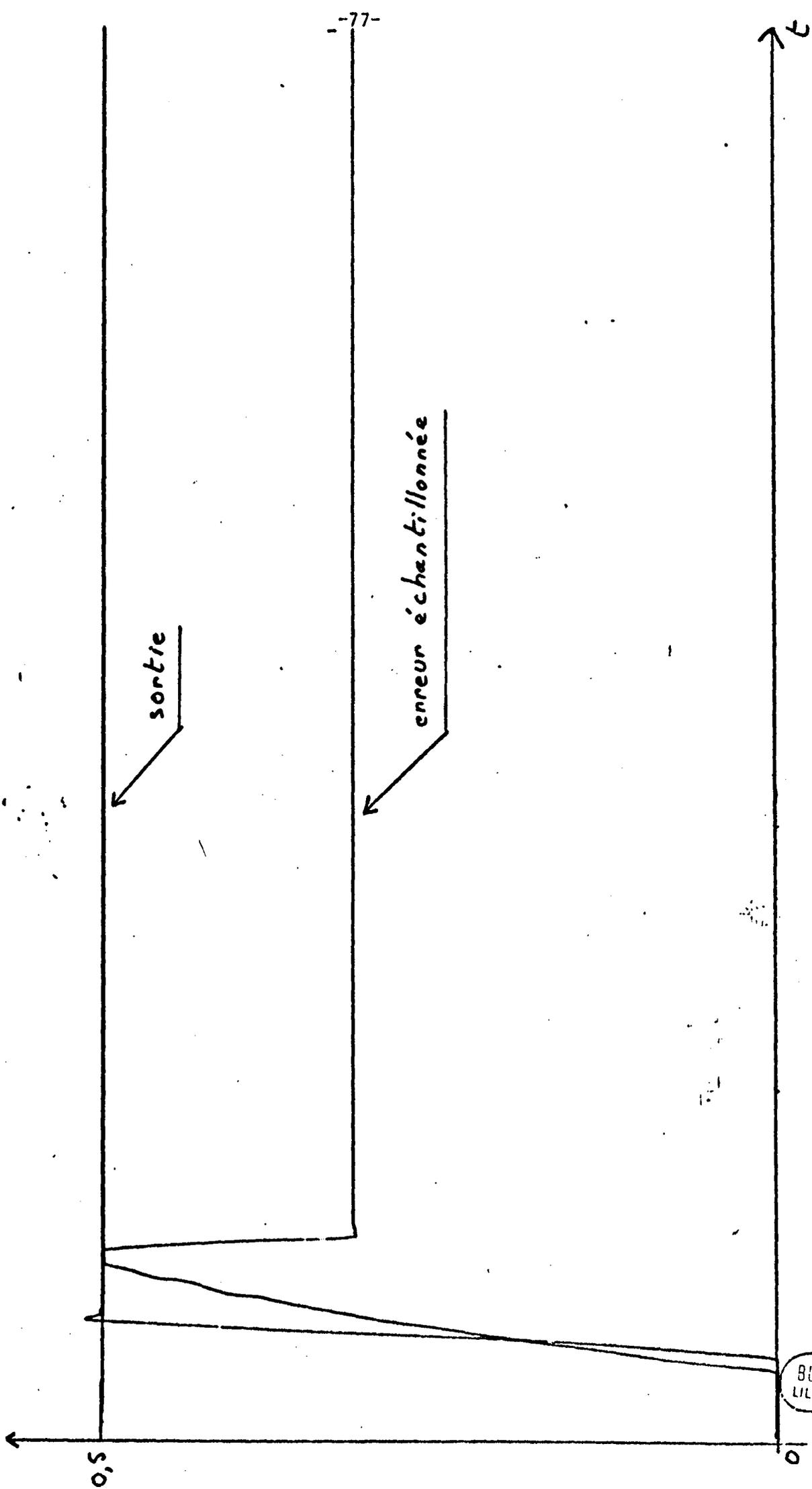


Figure 4-10-A Réponse à un échelon de consigne

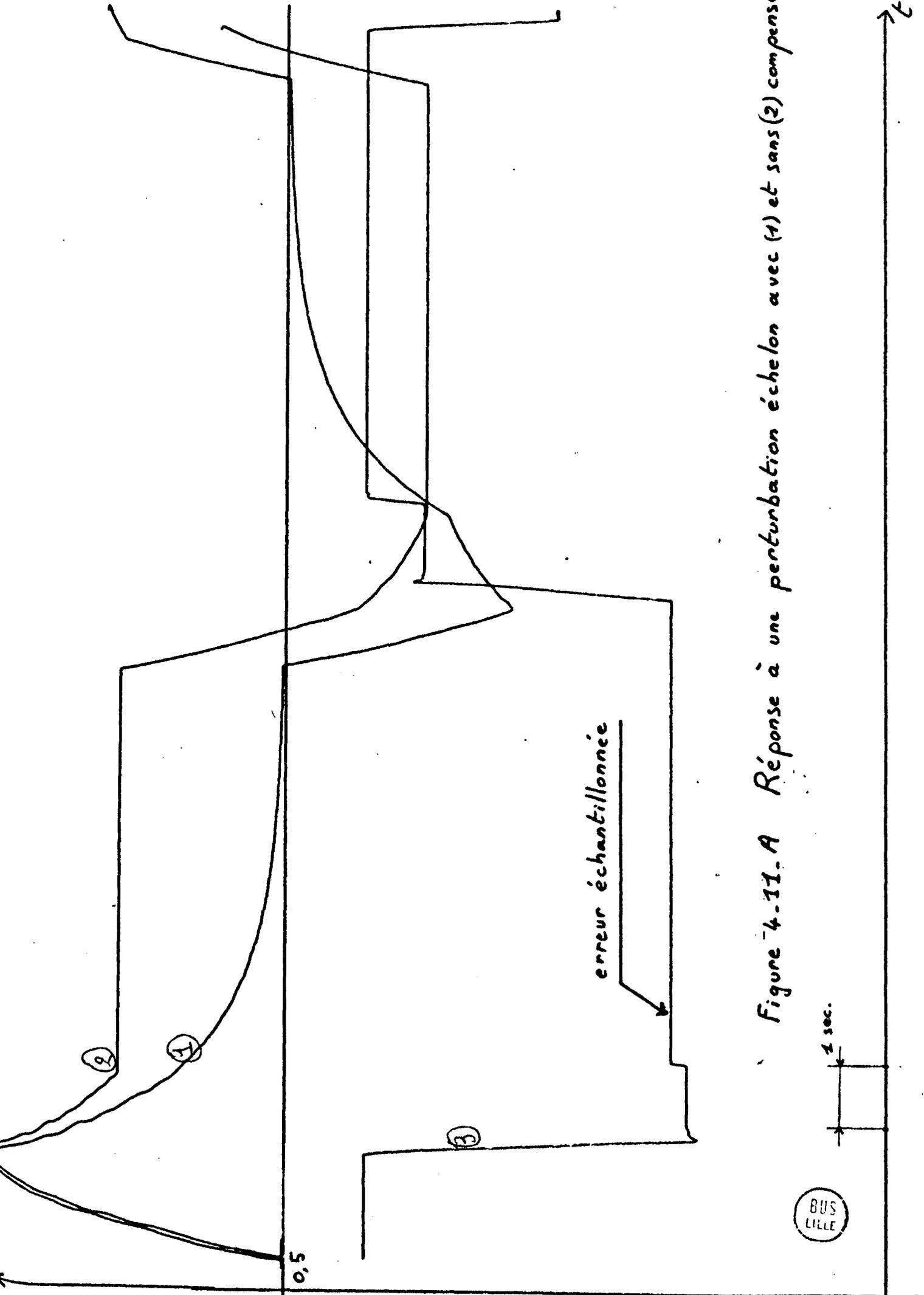


Figure 4-11. A Réponse à une perturbation échelon avec (1) et sans (2) compensation

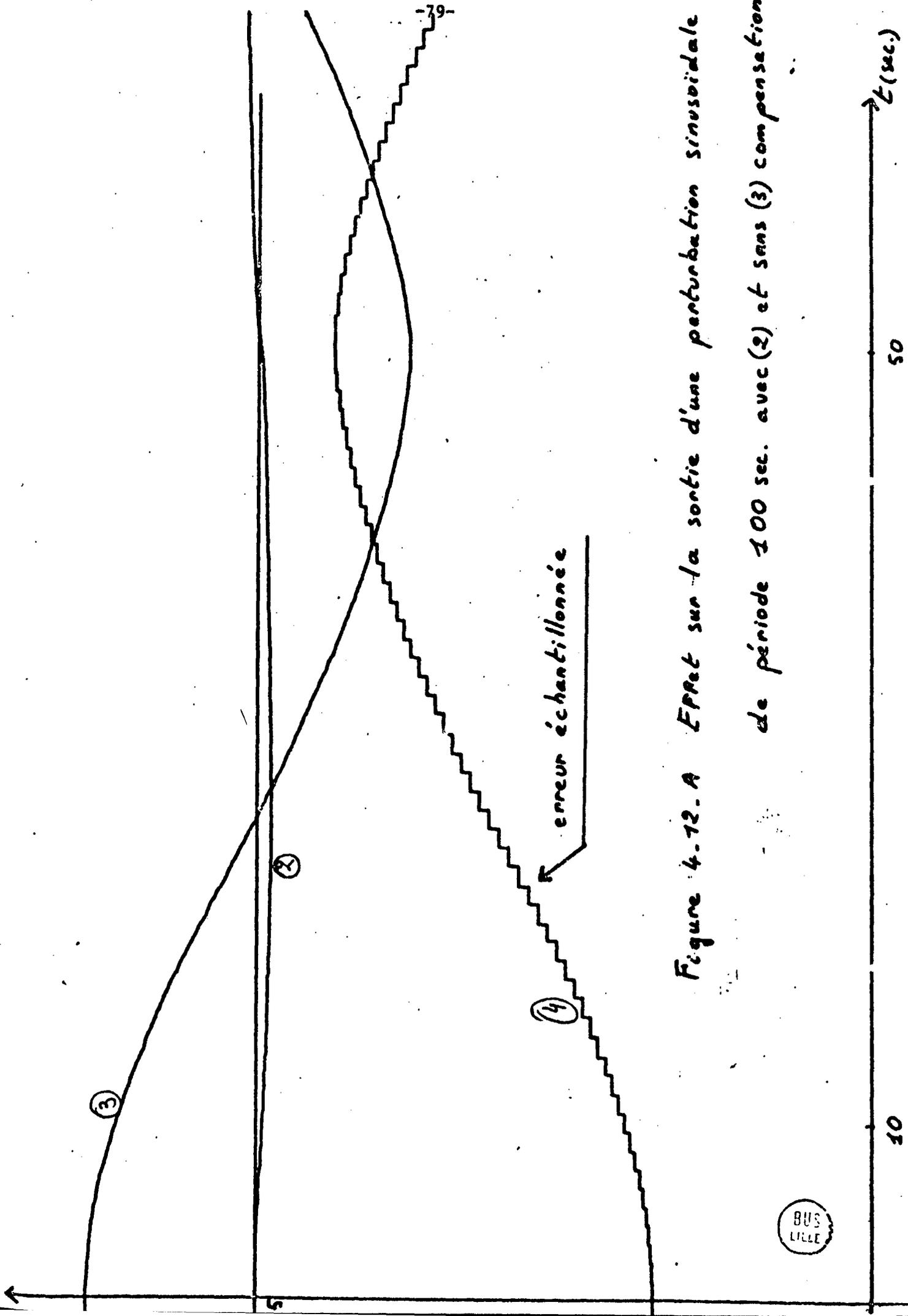


Figure 4.12. A Effet sur la sortie d'une perturbation sinusoïdale de période 100 sec. avec (2) et sans (3) compensation

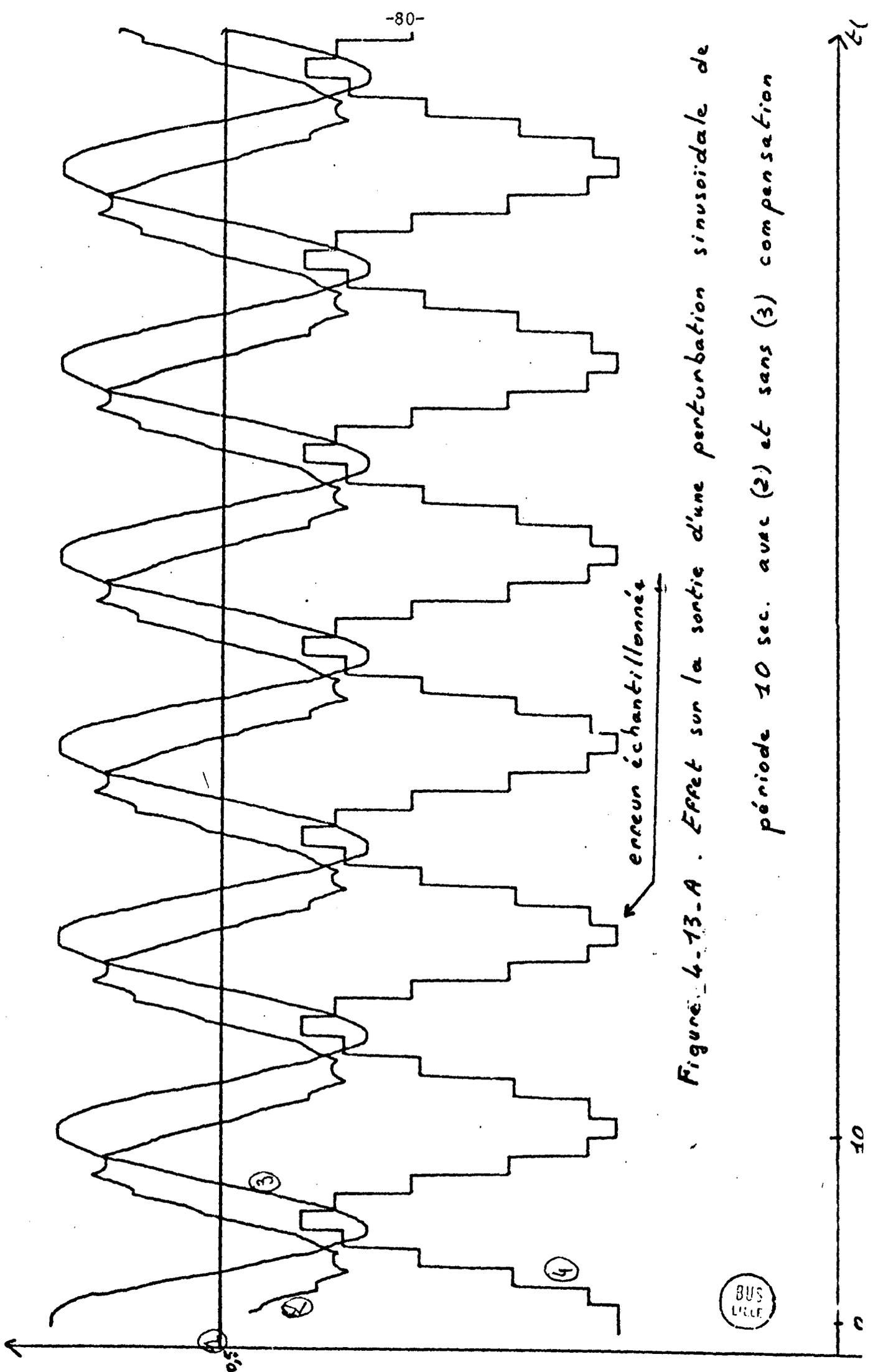


Figure 4-13-A. Effet sur la sortie d'une perturbation sinusoïdale de période 10 sec. avec (2) et sans (3) compensation

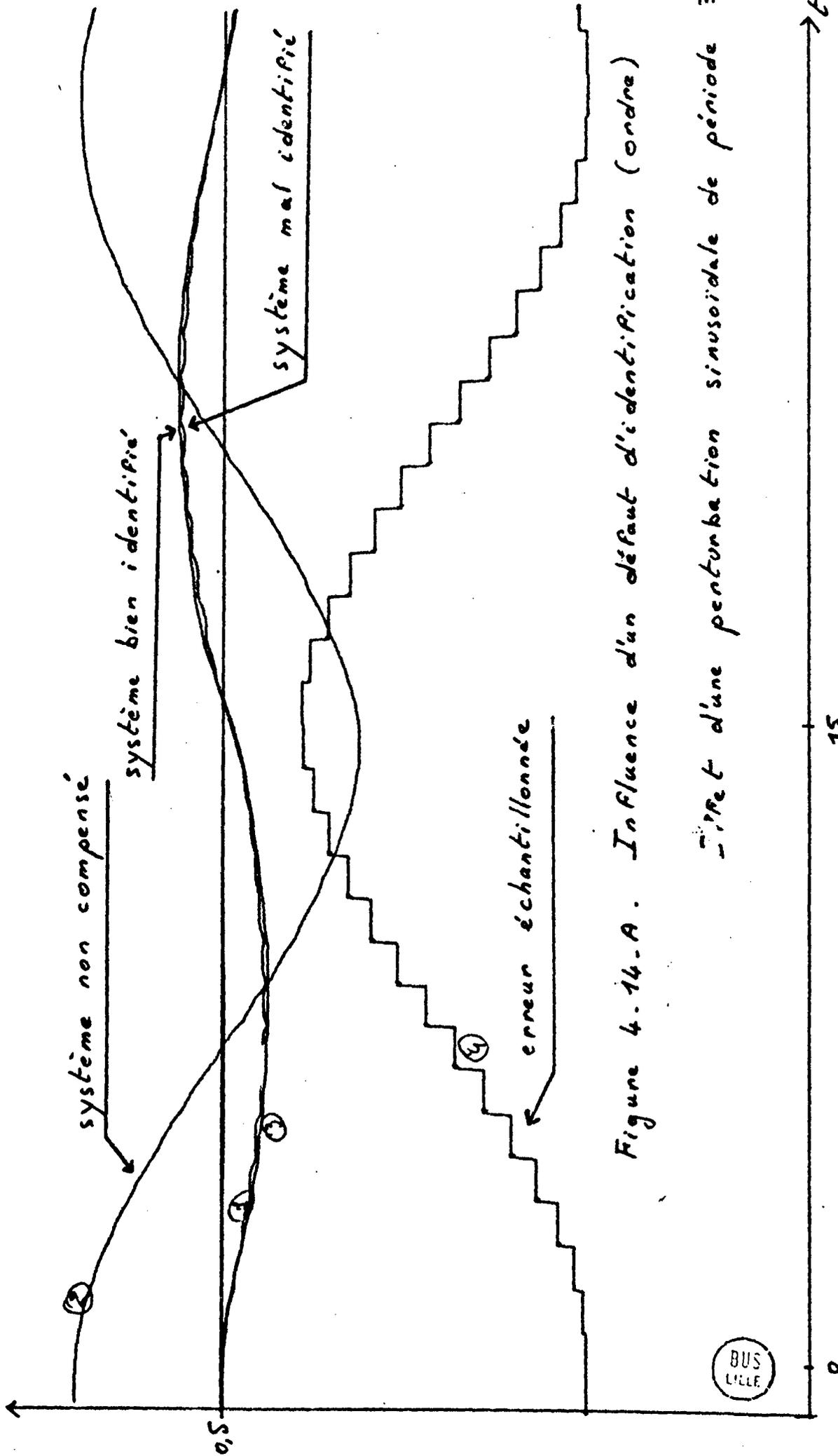
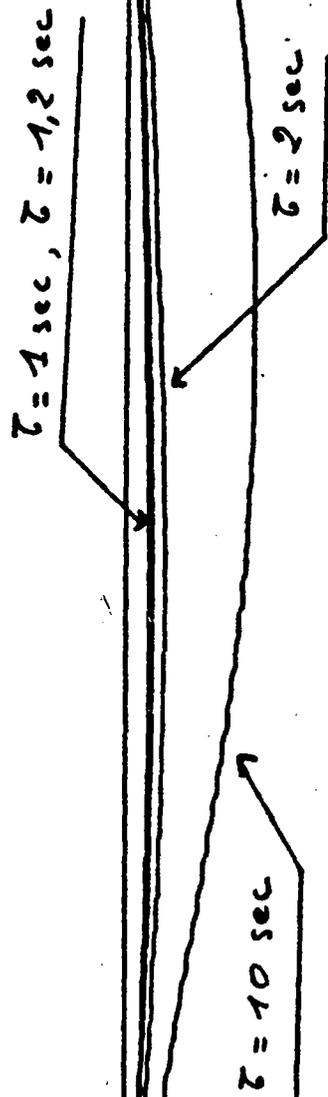


Figure 4.14.A. Influence d'un défaut d'identification (ordre)

Effet d'une perturbation sinusoïdale de période 30 sec

BUS LILLE

↑ sortie



-82-

Figure 4-15. A. Influence d'un défaut d'identification (constante de temps,

Effet d'une perturbation sinusoïdale de période 100 sec.

BUS
LILLE

↑ t/s

Résultats concernant la méthode B

D'emblée on voit que le système est ici nettement plus performant. Sur la figure 4-16 (B) la perturbation échelon est parfaitement éliminée en deux périodes sans aucun problème.

Comme on peut le supposer après ces premiers essais, le comportement sera légèrement amélioré dans le cas de compensation des signaux sinusoïdaux. Notamment dans le cas d'un signal de période 10 s. (figure 4-19 (B)), l'effet de la correction est de ramener l'ondulation à 50 % de sa valeur sans correction, alors que dans le cas de la méthode A il n'y avait pas d'amélioration notable.

Le système reste aussi peu sensible que le précédent à des défauts d'identification concernant l'ordre (figure 4-20 (B)) ou la constante de temps (figure 4-21 (B)).

Enfin on constatera également que la perturbation est également compensée en deux périodes lorsqu'elle est placée directement à la sortie du filtre conformément à la figure 4-23.

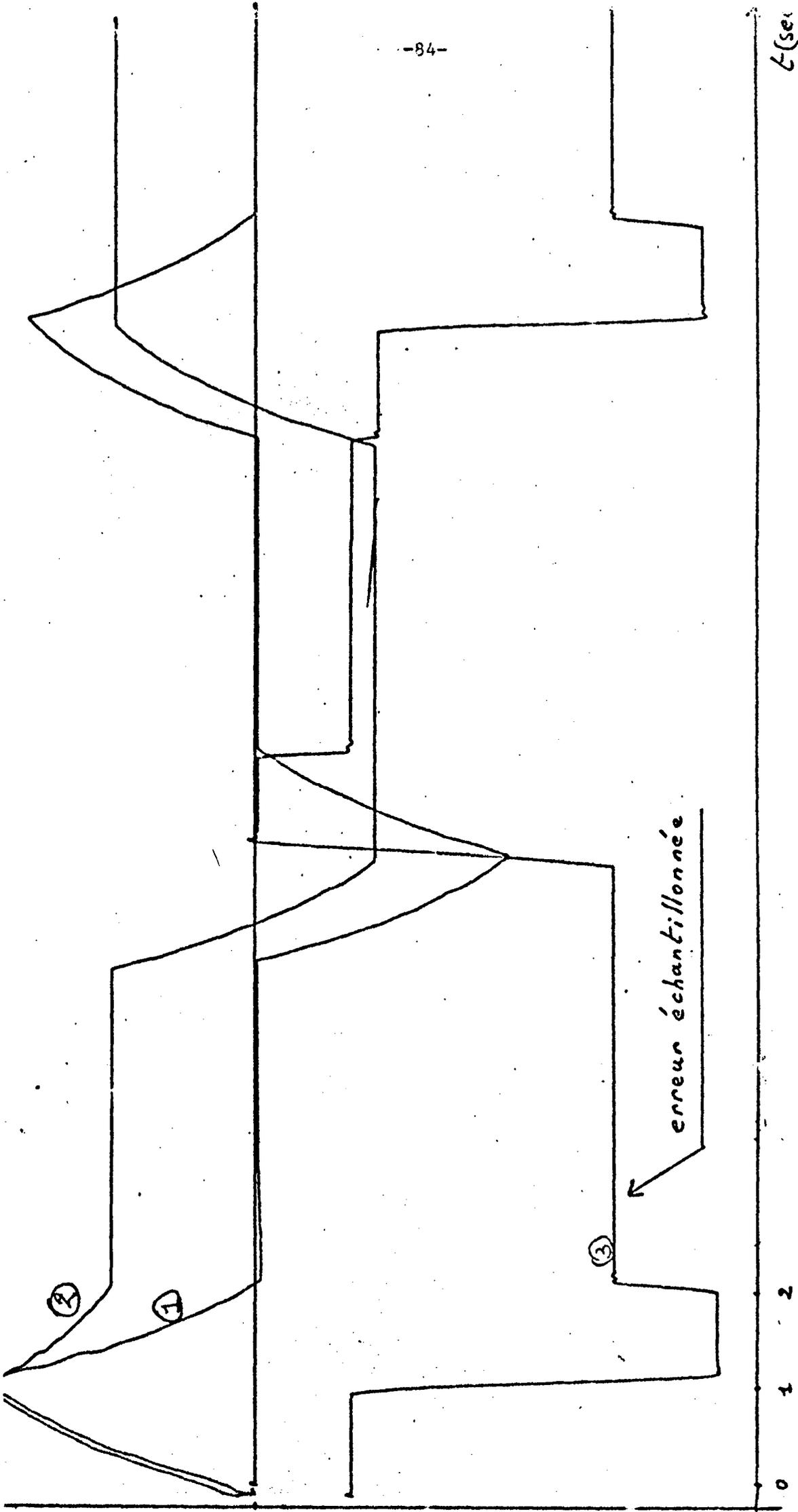


Figure 4.16.B. Effet d'une perturbation échelon avec (1) et sans (2) compensation



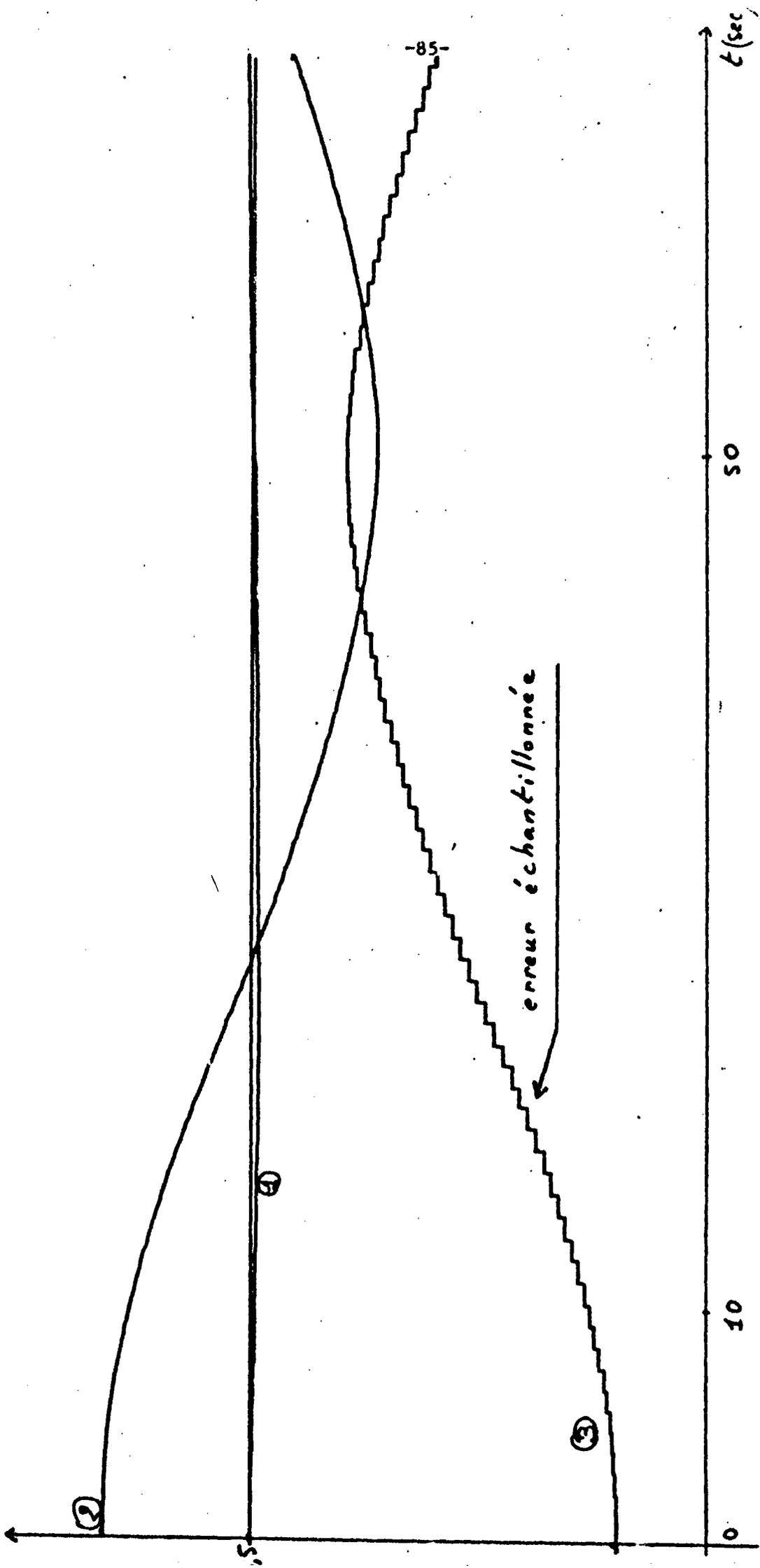


Figure 4-17-B. Effet d'une perturbation sinusoïdale de période 100 sec. avec (1) et sans (2) compensation

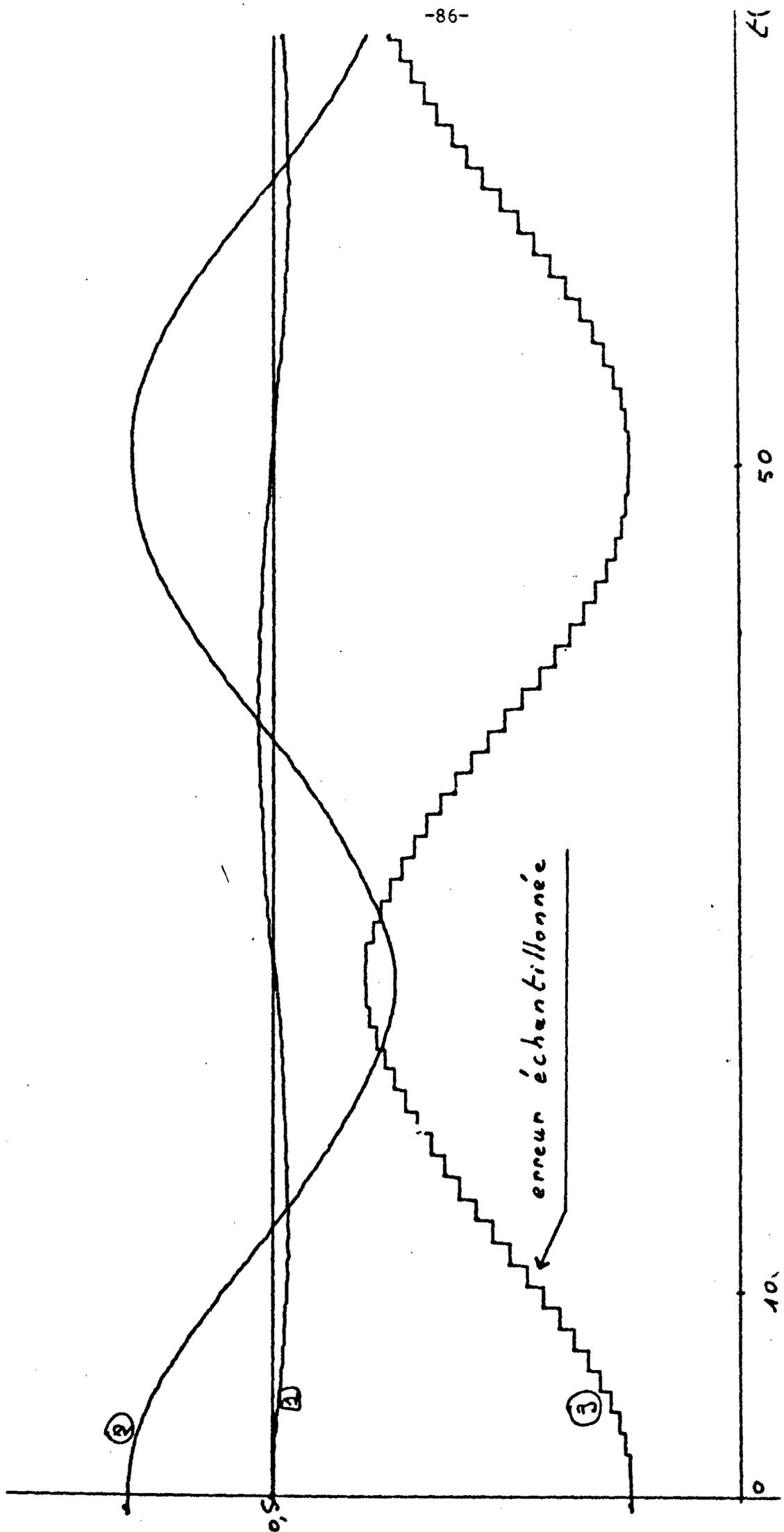


Figure 4-18-B. FRAËt d'une perturbation sinusoïdale de période 50 sec. avec (1) et sans (2) compensation



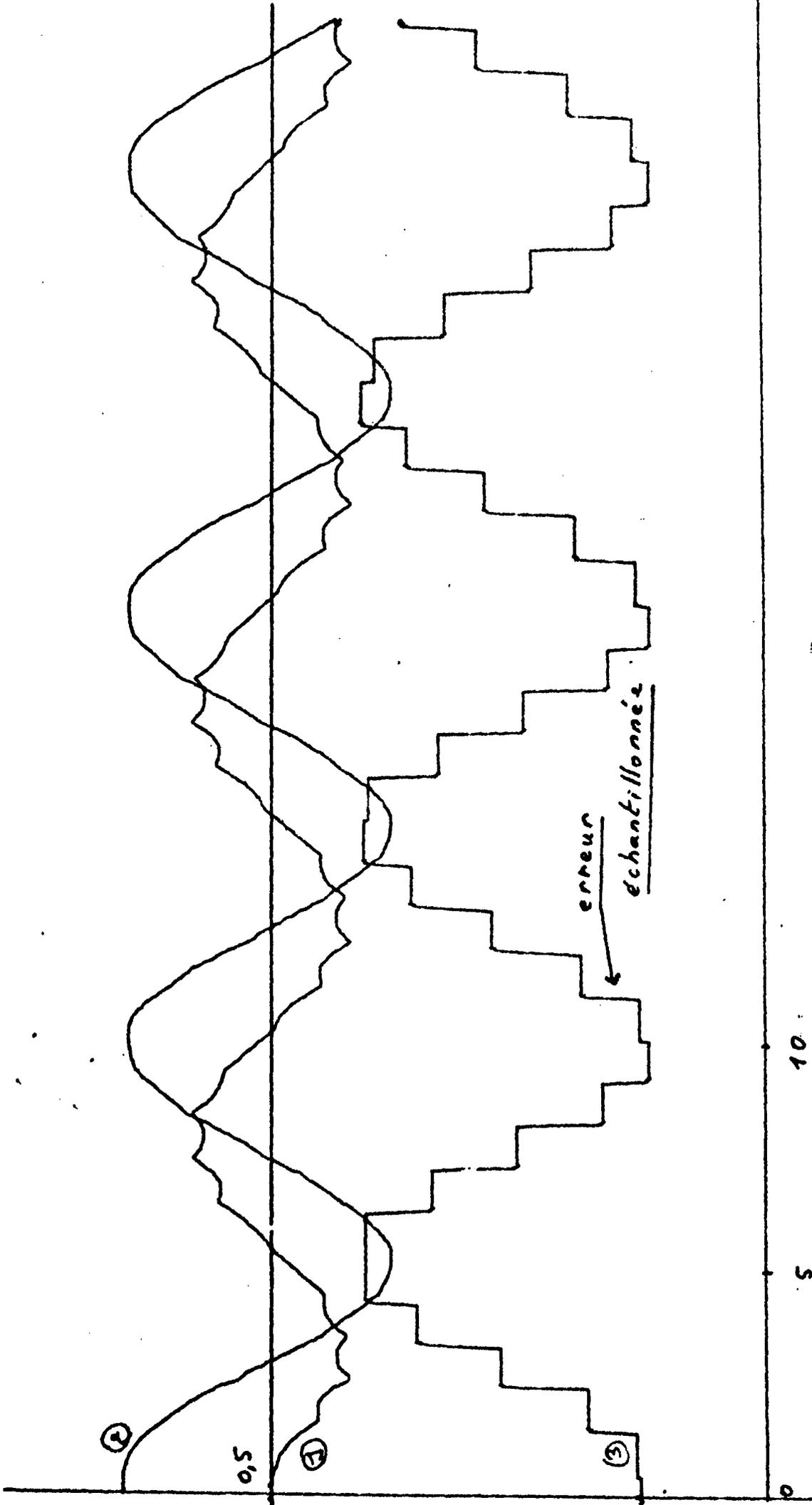


Figure 19.6. Effet d'une perturbation sinusoïdale de période 10 sec avec (1) et sans (2) compensation

BUS
LILLE

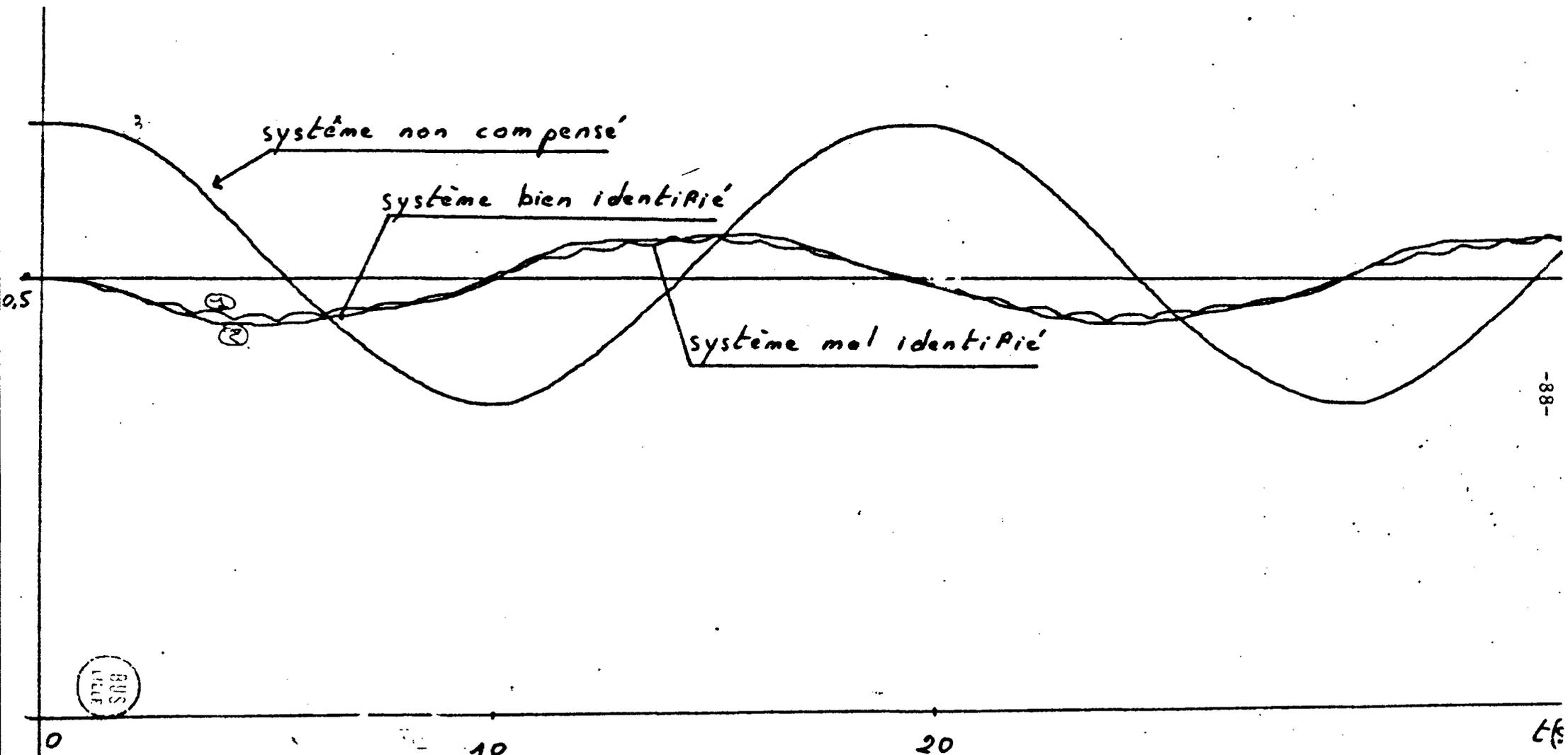


Figure 4-20. B. Influence d'un défaut d'identification (ordre)

Effet d'une perturbation sinusoïdale de période 20 sec

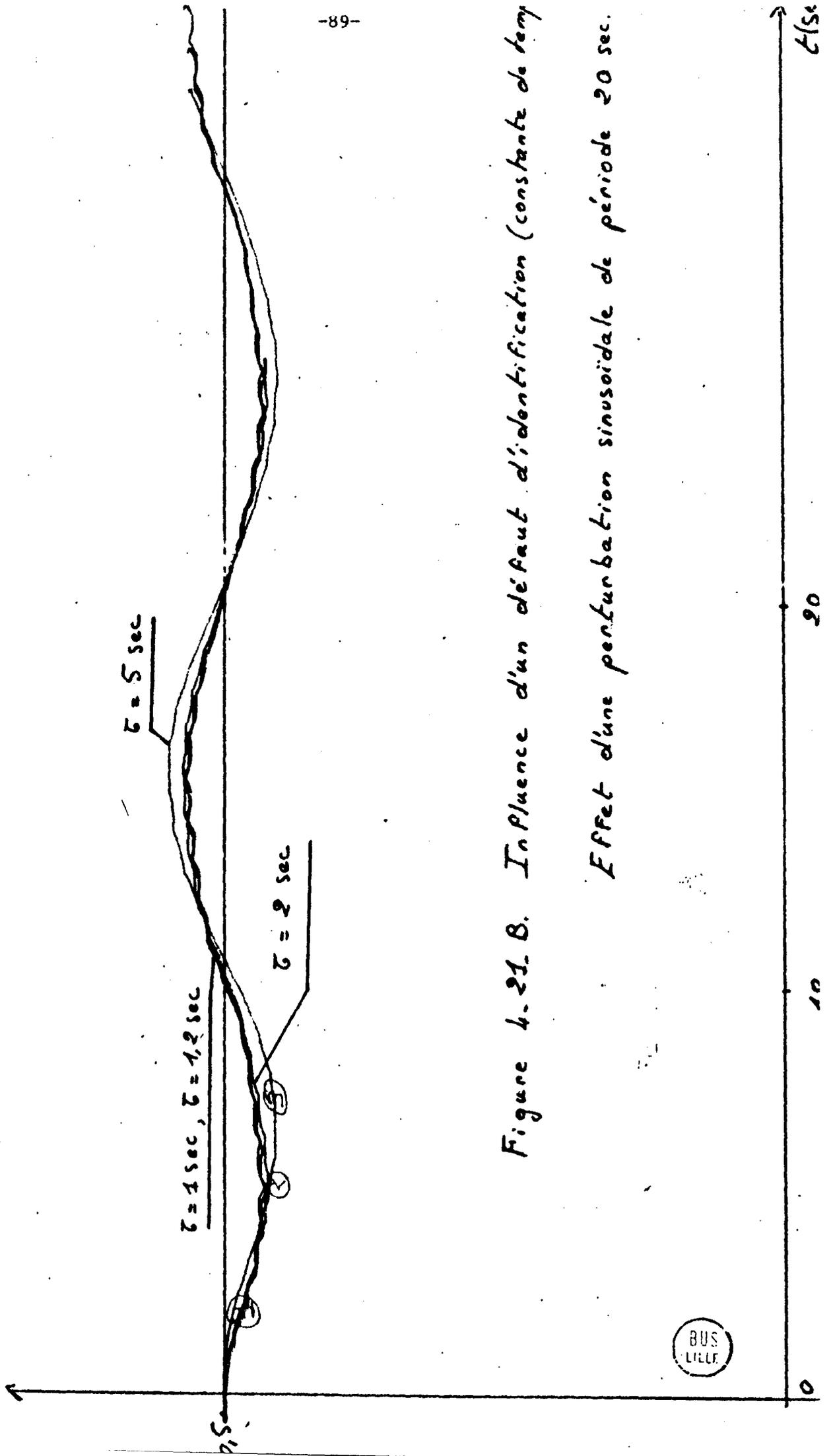
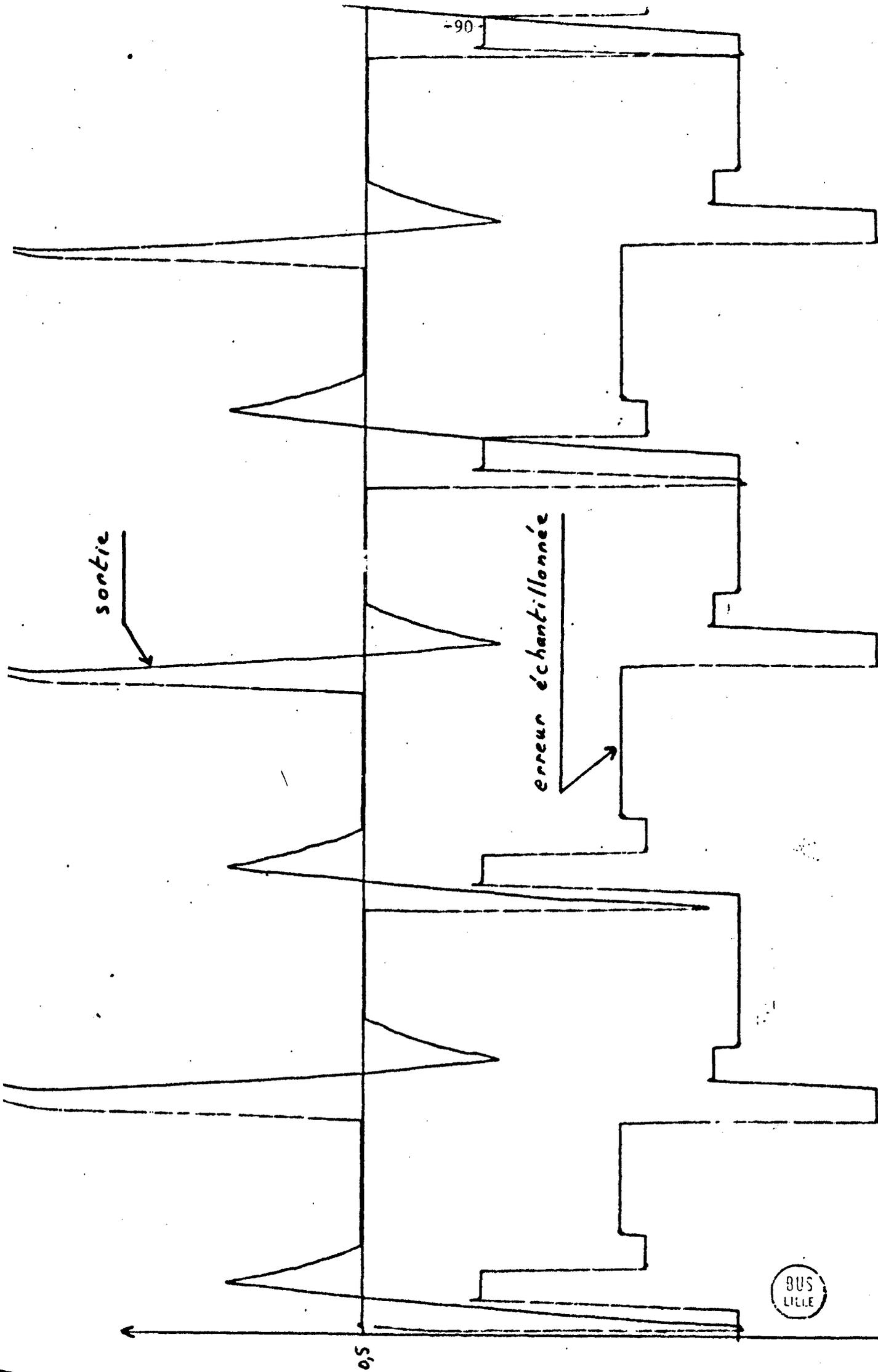


Figure 4.21. B. Influence d'un défaut d'identification (constante de temp) Effet d'une perturbation sinusoïdale de période 20 sec.



0 1 2 Figure 1.22-B. Réponse à une perturbation échelon directement superposée à la sortie.

BUS LILLE

CONCLUSION :

Parmi les deux méthodes de correction, il semble évident, au vue des résultats, de ne garder que la deuxième, dont on peut dire qu'elle corrige parfaitement les perturbations du type "dérive lente" c'est-à-dire dont la période est supérieure à dix fois la constante de temps du système, et dont l'amplitude est de l'ordre de grandeur de la consigne.

La mise en oeuvre sur ordinateur temps réel est extrêmement simple : en effet la sortie du modèle ne doit être élaborée qu'aux instants d'échantillonnage, par conséquent il s'agit simplement de programmer une équation de récurrence et les éléments de retard de la boucle de correction se ramènent à des mémorisations accompagnées de décalages. L'exploitation de cette méthode peut donc être concurrentielle à celles couramment employées : P I D programmé, correcteur en z en temps minimal... Le travail préliminaire de l'opérateur consiste en une identification soignée du gain (toujours abordable), et plus sommaire de la ou des constantes de temps. De plus le fait que la perturbation est compensée en un temps fini, évite la manoeuvre toujours employée qui consistait à retoucher la consigne en cas de dérive de la sortie.

Nous voyons également apparaître l'intérêt de bouclages spécialisés pour augmenter les performances d'un système asservi. Cet aspect était déjà frappant dans les recherches de simulation des régulations des êtres vivants par exemple (15). Depuis longtemps également, les boucles de prédiction s'étaient adjointes aux retours classiques en régulation. De plus il est plus facile de régler séparément plusieurs correcteurs (éventuellement en ligne) indépendants, qu'un seul correcteur trop spécifique.

Par exemple, une troisième boucle destinée à compenser les perturbations de plus haute fréquence ne pourrait qu'accroître les performances du mode de fonctionnement proposé dans l'exemple présent.

Enfin, il serait souhaitable que cette méthode soit exploitée plus profondément, d'abord en simulation temps réel, pour pouvoir chiffrer exactement la facilité d'opération et l'encombrement mémoire, puis sur un processus réel.

CONCLUSION GENERALE

Les travaux qui viennent d'être présentés ne sont qu'une étape de l'automatisation de l'ensemble de production d'agrégats légers d'ulluch. Cette étape se concrétise essentiellement par un modèle précis de l'activité de décarbonation, et une politique de commande bien établie et étavée par quelques simulations. Les obstacles multiples rencontrés (notamment les problèmes de mesure) font que nous n'avons pu vérifier sur le processus certaines hypothèses, telles que la linéarisation, qui nous ont permis d'élaborer les commandes.

Il est certainement intéressant de replacer nos activités dans le cadre de l'industrie cimentière où les processus ont de nombreux points communs avec celui qui nous a occupé. Là encore, les problèmes de fond résident surtout dans le fait que l'on mesure assez rarement les grandeurs dont il faut assurer la régulation, c'est-à-dire souvent celles qui conditionnent la qualité du produit (finesse de la mouture, activité de décarbonation et pour notre processus : état de surface des nodules, activité de décarbonation). Il y a donc toujours un traitement des mesures, destiné à élaborer les variables indispensables à la partie régulation proprement dite, et ce traitement est toujours suffisamment volumineux pour nécessiter un calculateur en temps réel. Une mise au point récente (15) sur la conduite de procédés en cimenterie cite trois tendances des automatisations : un schéma de décision empirique s'inspirant de la conduite manuelle, des régulateurs linéaires multivariables et auto-adaptatifs, et enfin les travaux basés sur des analyses physico-chimiques associées à des identifications de toutes les boucles. La dernière tendance est évidemment la plus satisfaisante pour l'esprit et c'est dans ce sens que nous avons débuté l'étude, pour ensuite simplifier le modèle et mettre au point des régulations tenant compte de l'aspect multivariable et de ses conséquences en cas d'incident par exemple, ce qui représente l'apport des enseignements tirés de la conduite manuelle. D'autre part la tendance actuelle de modernisation des fours, conduisant à assurer une meilleure récupération thermique et des tonnages plus élevés, ne fait qu'augmenter les difficultés de commande, par suite de la complication du modèle (augmentation des bouclages internes) et de l'augmentation des temps de transit.

Il serait donc extrêmement profitable que les travaux soient poursuivis pour maîtriser parfaitement le processus actuel, et cela sera directement lié à une révision complète du système de mesures. Ensuite on pourrait parfaire le modèle afin de cerner de plus en plus les grandeurs non mesurables qui conditionnent la qualité des nodules : les méthodes pourraient être améliorées pour être généralisables à tous les processus utilisant des fours rotatifs.

Dans ce sens, il serait souhaitable que la collaboration fructueuse déjà établie avec le département "Etudes, Techniques et Réalisations" des "Houillères du Bassin du Nord et du Pas de Calais", soit prolongée.

Nous pensons néanmoins avoir apporté une contribution intéressante tant du point de vue automatisation que pour l'aide à la décision lors du choix des caractéristiques de nouvelles unités de production à mettre en place.

A N N E X E A

RAPPORT DU C.E.R.CHAR.

LABORATOIRE DU CENTRE D'ETUDES ET RECHERCHES

des

CHARBONNAGES DE FRANCE

ETUDE EN LABORATOIRE DE LA "DECARBONATION" ET DE L'EXPANSION DE NODULES
EXTRUDES DE SCHISTES D'OIGNIES.

I. INTRODUCTION.

Le procédé de fabrication d'agrégats légers étudié par les H.B.N.P.C. en commun avec le C.E.R.C.H.AR. et avec la collaboration du C.E.R.I.C. consiste à provoquer l'expansion de nodules cylindriques de schistes houillers dans un four du type "four tournant".

Les nodules préchauffés dans un premier four sont introduits dans un second où ils subissent une élévation brutale de température. Sous l'action du dégagement gazeux résultant de réactions complexes entre les divers composés minéraux présents, et à condition que les propriétés rhéologiques de la matière soient convenables, il se produit une déformation plastique des nodules avec création d'une structure interne cellulaire, caractéristique de l'expansion. Notons que, dans ce procédé, la température d'expansion se situe en deçà du point de fusion de la matière minérale, ce qui limite les risques de formation de grappes de nodules ; il suffit d'une admission de sable avec les nodules dans le four d'expansion pour éviter tout collage de ces derniers.

Cependant, l'expérience montre que la présence de carbone en quantité notable gêne l'expansion. Les schistes houillers renfermant en général 5 à 10 % de carbone, il est par conséquent nécessaire de les "décarboner" avant l'expansion, c'est-à-dire au cours du préchauffage des nodules. Les calories dégagées par la combustion du carbone sont suffisantes en théorie pour rendre cette phase du traitement autothermique. A cet avantage il faut opposer la lenteur relative avec laquelle s'effectue la "décarbonation" : pour des granules de 6 à 10 mm, en effet, la vitesse d'oxydation du carbone est très rapidement contrôlée par la diffusion de l'oxygène dans les systèmes de pores inter et intragranulaires

existant dans les nodules de schistes extrudés.

La phase "décarbonation" constituant ainsi le "goulot d'étranglement" de ce procédé de fabrication d'agrégats légers, il s'avèrait dès lors nécessaire d'étudier au Laboratoire l'influence des différents paramètres physico-chimiques sur la vitesse d'oxydation du carbone afin d'être en mesure de définir les meilleures conditions de traitement. En outre, il convenait également de déterminer la teneur maximale en carbone résiduel tolérable pour obtenir une expansion correcte.

II. PROGRAMME DES ESSAIS EN LABORATOIRE.

Les Houillères du Bassin du Nord et du Pas-de-Calais envisageant de fabriquer des agrégats expansés à partir des schistes d'OIGNIES, nous avons commencé notre étude par ceux-là.

La Laboratoire de VENDIN nous a fait parvenir à cet effet différents échantillons de nodules cylindriques fabriqués par extrusion d'une pâte à 12 % d'eau de schistes broyés < 0,8 mm. Dans les deux dimensions, \emptyset : 5 mm et \emptyset : 11 mm, nous avons reçu des nodules extrudés avec ou sans application du vide sur la vis, à parois latérales lisses ou griffées, soit au total huit sortes de nodules.

Pour réduire le nombre des essais, nous avons uniquement étudié les nodules \emptyset 11 mm, de 11 mm de hauteur, à parois lisses, extrudés avec vide à 90 % et sans vide. La variable température a été étudiée à quatre niveaux : 800°C, 900°C, 1000°C et 1100°C. La décarbonation a été poussée, quant à elle, à quatre degrés différents : 60 %, 80 %, 90 % et 100 %. L'influence de la pression partielle d'oxygène n'a pas été examinée, le débit d'air dans le four ayant été choisi de façon que la concentration en oxygène autour des nodules demeure sensiblement égale à celle de l'air, soit 20,8 %.

III. CARACTERISTIQUES PHYSICO-CHIMIQUES DES NODULES DE SCHISTES D'OIGNIES.

Les résultats moyens d'analyse des nodules \emptyset 11 mm fabriqués à partir de schistes 0,5-6 mm d'Oignies, broyés < 0,8 mm, sont les suivants (sur sec) :

- cendres	% : 83,6
- carbone combustible	% : 9,3
- soufre	% : 0,3
- hydrogène combustible	% : 0,5
- eau des matières minérales	% : 4,7
- CO ₂ des carbonates	% : 1,7
- I.C.S.	(mth/kg) : 785

- Analyse des cendres par voie spectrographique

SiO ₂	% :	54,0
Al ₂ O ₃	% :	28,0
Fe ₂ O ₃	% :	6,5
MgO	% :	2,5
CaO	% :	1,5
TiO ₂	% :	1,0
Na ₂ O	% :	1,1
K ₂ O	% :	3,4
SO ₃ (par voie chimique)	% :	0,3
Complément à 10	% :	1,7

- Fusibilité des cendres incinérées à 825°C - Méthode du microscope de chauffe Leitz atmosphère réductrice (CO₂ - 50 % - H₂ : 50 % en vol.)

Point de déformation °C : 1 305

Point d'hémisphère (ou de fusibilité) °C : 1 490

Point d'écoulement °C : 1 540

IV. ETUDE DE LA "DECARBONATION" DES NODULES DE SCHISTES D'OIGNIES.

4.1. Appareillage et mode opératoire.

Pour suivre la perte de poids des nodules au cours de l'essai, nous avons utilisé une balance enregistreuse à chaîne Testut, type 9 068, un dispositif auxiliaire permettant d'enregistrer parallèlement la température des échantillons. Le four vertical à chauffage électrique associé à la thermobalance possédait une zone isotherme d'environ 7 cm et permettait d'atteindre une température maximale de 1 150°C. Le courant d'air envoyé dans le four était préchauffé à la même température que celui-ci.

Huit nodules de 11 mm de diamètre, représentant un poids total d'environ 13 à 14 g, étaient disposés dans le porte-échantillon constitué par un panier en toile métallique, de la balance. L'échantillon était alors séché hors du four jusqu'à poids constant, à l'aide d'un épipradiateur, puis introduit rapidement dans le four, mis en chauffage au préalable et maintenu en palier à la température désirée.

Une fois atteinte la perte de poids correspondant au degré de "décarbonation" désiré, le porte-échantillon était sorti rapidement du four. Notons que le refroidissement des nodules est suffisamment rapide pour que la combustion s'arrête aussitôt.

Après chaque essai, les nodules étaient conservés soit pour examen de sections polies, soit pour expansion ultérieure.

4.2. Résultats obtenus.

Après leur introduction dans le four, les nodules séchés au préalable atteignent rapidement la température de palier du four et la durée du régime transitoire n'excède pas quelques minutes - 4 mn au maximum - et est tout à fait négligeable devant la durée d'un essai.

Dans le tableau ci-dessous, nous donnons le temps nécessaire pour atteindre, aux quatre niveaux de température étudiés, les quatre taux de décarbonation fixés, à savoir : 60 %, 80 %, 90 % et 100 %. Comme il s'est avéré que le temps nécessaire pour atteindre le taux de 100 % était très imprécis du fait que la vitesse de perte de poids devenait très faible en fin de "décarbonation" et qu'à partir de 900°C le poids du résidu minéral évoluait également, nous avons indiqué, en plus dans ce tableau les durées correspondant au taux de 95 %.

Nodules Ø 11 mm	Températures de décarbonation	Taux de décarbonation.				
		60	80	90	95	100
Extrudés avec vide 90 %	800 °C	35 mn	63 mn	86 mn	103 mn	140 mn
	900 -	29 mn	54 mn	73 mn	87 mn	150 mn
	1 000 -	21 mn	40 mn	54 mn	67 mn	140 mn
	1 100 -	24 mn	52 mn	82 mn	114 mn	210 mn
Extrudés sans vide.	800 °C	29 mn	53 mn	73 mn	87 mn	130 mn
	900 -	23 mn	43 mn	60 mn	73 mn	170 mn
	1 000 -	20 mn	37 mn	52 mn	67 mn	200 mn
	1 100 -	17 mn	35 mn	56 mn	80 mn	n.d.

Pour illustrer l'allure du phénomène, nous donnons les courbes de perte de poids, à 800°C et à 1 000°C, des nodules avec vide 90 % dans la figure 1 et des nodules sans vide dans la figure 2. Elles représentent la perte de poids en carbone combustible et non pas la perte de poids totale ; elles ont été calculées en faisant l'hypothèse que les vitesses de déshydratation des composés silico-alumineux et de dissociation des carbonates présents dans les schistes étaient très grandes devant celle de combustion de carbone.

4.3. Discussion et interprétation des résultats.

La thermobalance donne en fait la perte de poids totale des nodules en fonction du temps. Ce n'est que par le biais de l'hypothèse faite sur les vitesses relatives des réactions simultanées de déshydratation des composés silico-alumineux et de dissociation des carbonates d'une part, et de combustion de carbone d'autre part, qu'il a été possible de calculer la part qui revenait au carbone. Il est évident que l'approximation est d'autant meilleure que le taux de "décarbonation" est plus grand. Pratiquement, pour les nodules \emptyset 11 mm, la concordance entre les résultats calculés et ceux déterminés directement par l'analyse devient satisfaisante au-delà d'un taux de 80 %. Quoi qu'il en soit, les durées que nous avons indiquées pour les taux de 80 %, 90 % et 95 % sont exactes à 2mn près. En revanche, il serait nécessaire d'avoir une idée plus précise des phénomènes pour pouvoir déterminer la cinétique vraie de la combustion du carbone.

Des résultats obtenus, on peut tirer les conclusions générales suivantes :

- le temps nécessaire pour obtenir le taux de 95 % de "décarbonation" passe par un minimum aux environs de 1 000°C lorsque la température augmente de 800°C à 1 100°C ; le phénomène est moins marqué avec les nodules extrudés sans vide.
- toutes choses égales d'ailleurs, la "décarbonation" des nodules extrudés sans vide est plus rapide que celle des nodules extrudés avec vide de 90 %, excepté à 1 000°C, température à laquelle les différences sont faibles.
- quelles que soient les conditions de traitement, on ne peut espérer atteindre la "décarbonation" complète en moins de deux heures avec les nodules \emptyset : 11 mm, toutes réserves faites sur la définition du taux de 100 %.

L'existence d'un minimum de la durée de traitement quand on fait croître la température est liée au phénomène de grésage des schistes qui se manifesterait dans le cas présent entre 1 000°C et 1 100°C. Il se traduit par la fermeture de la porosité, avec augmentation parallèle de la résistance interne à la diffusion de l'oxygène.

Le fait que la décarbonation soit plus rapide pour les nodules extrudés sans vide qu'avec vide 90 % s'explique par une répartition différente des dimensions de pores comme le montrent les courbes de la figure 3, bien que le volume global de pores soit identique dans les deux cas. En effet, les nodules extrudés sans vide ont un volume de gros pores sensiblement plus grand. On comprend également mieux pourquoi le phénomène signalé plus haut est moins accusé pour les nodules extrudés sans vide.

Dans nos essais de Laboratoire, la vitesse du courant d'air est faible au niveau des nodules et on est en droit de se demander si l'on ne pourrait pas réduire la durée de la "décarbonation" complète en augmentant la turbulence autour des granules. Un calcul très simpliste, mais suffisant pour une étude qualitative des phénomènes, permet d'écrire que la vitesse massique W de combustion ramenée à l'unité de surface externe d'un nodule sphérique est égale à :

$$W = a \frac{C_g}{\frac{1}{B} + \frac{r_0}{D_s} \times \frac{r_0 - r}{r} + \frac{r_0^2}{k r^2}} \quad (1)$$

avec :

- a : constante de proportionnalité,
- C_g : concentration en oxygène dans le courant de gaz oxydant, loin de la surface du nodule,
- r_0 : rayon du nodule,
- r : rayon du noyau de carbone résiduel,
- B : constante de vitesse de diffusion de l'oxygène à travers la couche limite gazeuse entourant le nodule,
- D_s : coefficient de diffusion de l'oxygène à travers la couche de cendres entourant le noyau de carbone,
- k : constante de vitesse de combustion du carbone.

Dans l'expression (1), $\frac{1}{B}$, $\frac{r_0}{r D_s} (r_0 - r)$ et $\frac{r_0^2}{k r^2}$ sont respectivement la résistance à la diffusion de l'oxygène dans la couche limite gazeuse, la résistance à la diffusion de l'oxygène dans la couche de cendres d'épaisseur $e = (r_0 - r)$ et la résistance chimique; leur équation aux dimensions est TL^{-1} . Dès 800°C avec un carbone de réactivité moyenne et tant que le rayon r du noyau de carbone n'est pas très petit devant le noyau r_0 du nodule, la résistance chimique est négligeable devant les deux autres.

Tant que l'épaisseur de la couche de cendres est faible, seule la résistance à la diffusion de l'oxygène dans la couche limite gazeuse contrôle la vitesse de combustion du carbone. De façon plus précise, si $\frac{r_0 - r}{r} \ll 2 \frac{D_s}{D_g} \cdot \frac{1}{Sh}$; l'expression (1) de la vitesse massique W se réduit à :

$$W = a \cdot B \cdot C_g = a \cdot Sh \cdot \frac{D_g}{2 r_0} \cdot C_g \quad (2)$$

avec D_g : coefficient de diffusion de l'oxygène à travers la couche limite gazeuse,

Sh : nombre de Sherwood = $f(Re, Sc)$,

Re : nombre de Reynolds,

Sc : nombre de Schmidt.

Ainsi, ce n'est que durant cette phase de la "décarbonation" qu'on pourra augmenter la vitesse de combustion W en agissant sur la turbulence.

Dès que l'épaisseur de la couche de cendres devient suffisante, la résistance à la diffusion de l'oxygène dans la couche de cendres devient le facteur principal de contrôle de la vitesse de réaction, L'expression (1) de la vitesse de combustion W se réduit alors à :

$$W = a \cdot D_s \cdot C_g \cdot \frac{r}{r_o(r_o - r)} \quad (3)$$

Mais on peut écrire d'autre part, en faisant intervenir les caractéristiques du nodule :

$$W = -\rho \frac{i_o}{100} \cdot \frac{r^2}{r_o} \cdot \frac{dr}{dt} \quad (4)$$

avec i_o : teneur initiale en carbone combustible du schiste,

ρ : masse volumique du nodule.

En égalant les relations (3) et (4), en séparant les variables et en intégrant de 0 à t , on obtient, tous calculs faits :

$$\frac{(r_o - r)^2 (r_o + 2r)}{6 r_o} = a' \cdot \frac{D_s C_g}{\rho i_o} t \quad (5)$$

La durée de "décarbonation" complète t_c est alors donnée par :

$$t_c = a'' \cdot \frac{r_o^2 \rho i_o}{D_s \cdot C_g} \quad (6)$$

Comme $D_s = D_{s0} \left(\frac{T}{T_0}\right)^n$ avec $1,5 \leq n \leq 2$ et $C_g = \frac{P_g}{RT}$, on a

finalement :

$$t_c = A \cdot \frac{r_o^2 \rho i_o}{D_{s0} \cdot T^{n-1} \cdot P_g} \quad (7)$$

avec : A : constante de proportionnalité,

T : température du nodule en °K,

T_0 : 273°K,

P_g : pression partielle de O_2 dans le courant d'air.

L'expression (7) a été obtenue à partir d'un modèle trop schématique pour permettre une prévision exacte des durées de "décarbonation" complète en fonction des valeurs données aux paramètres physico-chimiques d'essai ; elle est néanmoins suffisante pour donner une idée du sens de variation de t_c en fonction de ceux-ci.

Pour terminer, il faut noter que les durées respectives des deux phases de la combustion des nodules de schistes houillers que nous venons de décrire ne dépendent pas uniquement de l'épaisseur de la couche de cendres mais du rapport de cette grandeur au rayon initial des nodules. Si ceux-ci sont de petites dimensions, 2 à 3 mm par exemple, la vitesse de combustion ne sera contrôlée pendant toute la "décarbonation" que par la résistance à la diffusion de l'oxygène dans la couche limite gazeuse ; la durée du traitement pourra être réduite dans une large mesure en augmentant le coefficient du transfert massique superficiel comme cela peut-être facilement réalisé dans un lit fluidisé. En revanche, si les nodules ont des dimensions supérieures à 10 mm, la durée de la "décarbonation" ne sera fonction pratiquement que de la facilité avec laquelle se feront les échanges à travers la couche de cendres ; il ne sera possible de la réduire que de façon très limitée en agissant sur la turbulence.

V. ETUDE DE L'EXPANSION DE NODULES DE SCHISTES D'OIGNIES APRES "DECARBONATION".

5.1. Appareillage et mode opératoire.

Les nodules décarbonés à différents taux et à différentes températures ont été ensuite expansés suivant le même mode opératoire normalisé : préchauffage à 1 100°C pendant une minute et expansion dans un four à 1 400°C pendant une, trois ou cinq minutes.

Le four d'expansion, chauffé par un résistor cylindrique en carbure de silicium, est surmonté du four de préchauffage à résistance de Kanthal A_1 . Les deux fours sont séparés par un écran réfractaire escamotable. Dans la conception actuelle, il n'est pas possible de faire de l'expansion en atmosphère réductrice en raison des dangers d'intoxication que cela comporterait. Tous les essais ont donc été effectués en milieu oxydant.

Les fours sont respectivement mis en palier de température ; le nodule soigneusement séché, suspendu à un fil de platine de 0,2 mm de diamètre, est introduit dans le four de préchauffage où il séjourne une minute, temps suffisant pour qu'il atteigne la température de 1 100°C. L'écran séparant les deux fours est alors escamoté et le nodule est descendu dans la chambre maintenue à 1 400°C. Il en est retiré au bout de une, trois ou cinq minutes.

Après leur complet refroidissement, on détermine la densité apparente des nodules expansés. En outre, certains nodules après enrobage dans une résine sont coupés suivant un plan médian et les sections polies sont observées à la loupe binoculaire.

5.2. Résultats obtenus.

L'influence des quatre facteurs - deux modes de préparation, température de décarbonation à quatre niveaux, taux de décarbonation à quatre niveaux et temps de séjour dans le four d'expansion à trois niveaux - sur la densité apparente des nodules expansés, peut-être évaluée à partir du tableau de valeurs donné en annexe.

5.2.1. Influence du mode d'extrusion

Dans le cas des nodules \emptyset : 11 mm, à parois lisses, de schistes d'OIGNIES, l'influence du mode d'extrusion sur la densité des produits expansés n'est pas, globalement, significative. Cependant, il semblerait que les nodules extrudés sans vide résistent un peu moins bien que les autres au choc thermique.

5.2.2. Influence de la température de "décarbonation"

Elle est très marquée sur la densité des produits expansés comme on peut s'en rendre compte sur les figures 4 à 11. Toutes choses égales d'ailleurs, la densité passe par un minimum correspondant à une température de décarbonation voisine de 1 000°C.

5.2.3. Influence du taux de "décarbonation"

Cet effet n'est pas simple à analyser en raison des interactions avec les facteurs température de décarbonation, temps d'expansion et, même, mode d'extrusion. Cependant, lorsqu'on fait croître le taux de décarbonation, on peut dire que, statistiquement, la densité des produits expansés passe par un minimum pour un taux de l'ordre de 90 %.

5.2.4. Influence du temps d'expansion

Elle est également complexe à analyser car elle est dans l'ensemble assez faible et, d'autre part, soumise aussi aux interactions des deux facteurs température et taux de "décarbonation". Il semble qu'on puisse dire que pour les taux de 60 %, 80 % et 90 %, la densité des produits expansés augmente avec le temps d'expansion quelle que soit la température de "décarbonation", mais que ce soit le contraire pour les nodules complètement décarbonés.

5.3. Discussion et interprétation des résultats.

En se basant sur la seule densité apparente des nodules expansés pour juger de l'expansion, on pourrait penser que, pour obtenir des produits satisfaisants, il ne soit pas nécessaire de décarboner les granules de schistes d'Oignies très au-delà d'un taux de 80 %. L'examen au microscope à faible grossissement des sections polies des nodules expansés vient modifier sensiblement ce jugement. Par comparaison avec les nodules décarbonés à 100 % qui présentent une structure cellulaire régulière et homogène, ceux dans lesquels il reste 20 % de carbone et même 10 % présentent souvent un décollement, au niveau de l'interface, entre la couche externe de cendres et le noyau central contenant encore du carbone, Ce dernier ne présente généralement aucun signe d'expansion alors que la couche de cendres, au contraire, offre une structure cellulaire inhomogène, avec de grosses et de petites cavités inégalement réparties.

Il apparaît ainsi que la densité apparente des produits expansés n'est pas un critère de qualité suffisant en lui-même et qu'il est nécessaire de tenir compte d'autres facteurs tels que la régularité et l'homogénéité de la structure cellulaire sans parler de la résistance mécanique, de l'aptitude à la reprise d'eau, etc. Il semble, que dans le cas des nodules Ø : 11 mm de schistes d'Oignies, il soit nécessaire de décarboner à plus de 90 % sans qu'il faille aller toutefois à la "décarbonation" complète pour obtenir des produits expansés satisfaisants.

Cela étant, il est possible d'obtenir des produits expansés de différentes densités suivant la température à laquelle la "décarbonation" a été effectuée. En anticipant sur les résultats de l'étude de dégagement des gaz, qui feront l'objet d'un compte-rendu ultérieur, on peut expliquer cet effet curieux de la température de "décarbonation" de la façon suivante : bien qu'avec des nodules décarbonés à 100 % à 1 000°C le volume total de gaz dégagé à 1 400°C soit inférieur à celui donné dans les mêmes conditions par les nodules décarbonés à 800°C, leur composition a un caractère plus réducteur ; du fait de la présence d'oxyde ferrique, la fusibilité des cendres des schistes d'Oignies se montre

très sensible à la nature de l'atmosphère et on conçoit que les premiers soient plus "plastiques" que les seconds à 1400°C, d'où expansion plus facile et plus prononcée.

Toujours d'après cette étude sur les gaz d'expansion, lorsqu'il subsiste du carbone dans les nodules, 10 % par exemple de la teneur initiale, le volume de gaz est considérablement plus élevé et l'atmosphère interne est réductrice. On explique ainsi les décollements observés entre la couche de cendres et le noyau central, et le fait qu'avec les produits décarbonés à 90 % et en deçà un temps de séjour dans le four d'expansion d'une minute est préférable à cinq minutes.

VI. CONCLUSIONS.

Au terme de cette étude en Laboratoire de la "décarbonation" de nodules \emptyset : 11 mm de schistes d'Oignies, extrudés avec ou sans vide, et de l'expansion de ces nodules décarbonés dans différentes conditions, il est possible de dégager les conclusions suivantes :

- le taux de décarbonation minimal pour obtenir à 1 400°C des produits expansés satisfaisant est de 90 %. Comme c'est probablement le poids de carbone résiduel par rapport à celui des cendres qui joue un rôle, cela revient à dire que, dans le cas des schistes étudiés, il faut que la teneur en carbone des nodules avant expansion soit inférieure à 1 %.

- la "décarbonation" des nodules est une opération longue dont il ne paraît pas possible de réduire notablement la durée en améliorant, par rapport aux conditions de laboratoire, le coefficient d'échange superficiel comme dans la technique du lit fluidisé.

- sur le plan pratique, les considérations précédentes font qu'il n'y a aucun intérêt à décarboner complètement les nodules, d'une part pour gagner du temps, d'autre part pour profiter de l'effet bénéfique sur l'expansion d'une petite quantité de carbone résiduel.

La technique qui nous paraît la mieux adaptée pour réaliser industriellement la décarbonation des nodules est celle du lit fluidisé. Abstraction faite des questions de pertes par abrasion et de temps de séjour, elle permet de travailler au voisinage de l'optimum de température sans risque de grésage par surchauffage locale et avec un coefficient élevé d'échange superficiel tant thermique que massique, ce qui est toujours favorable.

INFLUENCE DE DIFFERENTS PARAMETRES PHYSICO-CHIMIQUES

SUR LA DENSITE DES NODULES EXPANSES.

Nodules	Température de décarbonation °C	Taux de décarbonation (%)											
		100			90			80			60		
		Durée de séjour			Durée de séjour			Durée de séjour			Durée de séjour		
		1 mn	3mn	5mn	1mn	3mn	5mn	1mn	3mn	5mn	1mn	3mn	5mn
Extrudés avec vide 90 %	800	1,21	1,20	1,25	1,05	1,08	1,12	1,09	1,09	1,13	1,07	1,13	1,16
	900	0,80	0,77	0,72	0,79	0,83	0,85	0,77	0,80	0,83	0,93 0,92	0,96 0,97	0,99
	1 000	0,75	0,68	0,68	0,66	0,67	0,67	0,68	0,68	0,72	0,75	0,79	0,82
	1 100	0,95	0,84 0,85	0,87	0,78	0,75	0,86	0,79	0,81	0,86	0,88	0,92	0,95
Extrudés sans vide	800	1,23 1,21 1,23	1,22	1,23	1,06 1,06	1,12 1,09	1,12	1,03 1,02	1,04	1,10	1,05	1,13	1,15
	900	0,82 0,81 0,82	0,75	0,77	0,72 0,73	0,73 0,70	0,74	0,73	0,80	0,78	0,84	0,89	0,92
	1 000	0,80 0,81 0,79	0,70	0,69	0,64 0,62	0,61	0,66	0,62 0,61	0,71	0,68	0,81	0,85	-
	1 100	0,94	0,95	-	0,85	0,81	0,86	0,86	0,82	0,87	0,93	-	0,94



A N N E X E B

PROGRAMME DE SIMULATION DU DECARBONEUR.

COM <DECARBONATION SYMBOLIQUE SANS PGR DE CHARGEMENT>;

SEC DECARB;
GBL FLOTI;
CEV 2000;
CBO BM*;

DEBCAL:IRV FCHO; FCUNE BI* BO*;
ARV FCRO; HU BI* BO*;
IRV FCRO; CG BI* BO*;
CA MEM1;
RA DIST;
CA MEM2;
RA GNBIN;
SIMUL:GX DONN;
CA X DONNEE+21;
RA METET1;
CA X DONNEE+22;
RA METET2;
RX ICSDON;
CA I GNBIN;
IRV FCBF; +11;
IRV FCNO; GN BI* BO*;

CXV -3;
CALDEL:CA I METET2;
ST I METET1;
IRV FCBF; +11;
IRV DVFC; GN BI* BO*;
IRV FCRO; DELTET BI* BO*;
CA I METET1;
RA TETBI;
IRV FCBF; +11;
IRV FCRO; TETA BI* BO*;

AXV +1;
CA I METET2;
ST I METET1;
IRV FCBF; +11;
IRV DVFC; GN BI* BO*;
IRV FCRO; DELDEB BI* BO*;
CA I METET1;
RA DEBIN;
IRV FCBF; +11;
IRV FCRO; DEBIT BI* BO*;

AXV +1;
CA I METET1;
IRV FCBF; +11;
IRV FCRO; DELTPS BI* BO*;
IRV FCHO; I DIST BO*;
IRV DVFC; GN BI* BO*;
IRV DVFC; DELTPS BI* BO*;
IRV FCRO; DELTPS BI* BO*;

INTEGR:CA I GNBIN;
RA ICSINT;
CA TETBI;
CXV;



AVANT:ST X TETBIN;
ZRV **+5;
PRV **+4;
AXV +2;
CA TETBI;
IRV AVANT;
RX ICSTET;
AXV +1;
CA X TETBIN;
RA MILU1;
AXV +2;
CA X TETBIN;
RA MILU2;

CAV -2;
RA ICSU;
CA MILU1;
RA MILU;
IRV FCHO; HU BI* BO*;
IRV FCFB; +1;
MPV +2000;
GNE +1;
RA MILUBI;
TESTU;CXV;
ST I MILU;
ZRV **+5;
PRV **+4;
AXV +7;
CA MILUBI;
IRV TESTU+1;
IRV FCHO; HU BI* BO*;
AXV +1;
IRV STFC; I MILU BO*;
AXV +2;
IRV MPFC; I MILU BO*;
AXV +2;
IRV ADFC; I MILU BO*;
IC ICSU;
IRV **+2;
IRV **+6;
IRV FCRO; W1 BI* BO*;
CA MILU2;
RA MILU;
IRV TESTU;
IRV FCRO; W2 BI* BO*;

CX ICSTET;
IRV FCHO; TETA BI* BO*;
IRV STFC; X TETBIN BO*;
IRV FCRO; W BI* BO*;
IRV FCHO; W1 BI* BO*;
IRV STFC; W2 BI* BO*;
IRV DVFC; MILLE BI* BO*;
IRV MPFC; W BI* BO*;
IRV ADFC; W2 BI* BO*;
IRV FCRO; W BI* BO*;



IRV FCHO; DELTPS BI* BO*;
IRV MPFC; W BI* BO*;
IRV MPFC; CG BI* BO*;
IRV STFC; HU BI* BO*;
IRV FCNO; HU BI* BO*;
IRV FCHO; TETA BI* BO*;
IRV ADFC; DELTET BI* BO*;
IRV FCRO; TETA BI* BO*;
IRV FCFB; +11;
RA TETBI;

IRV FCHO; DEBIT BI* BO*;
IRV ADFC; DELDEB BI* BO*;
IRV FCRO; DEBIT BI* BO*;
IRV FCFB; +11;
RA DEBIN;

IC ICSINT;
IRV INTEGR;
IC GNBIN;
IC DIST;
IC DIST;
IRV FCHO; HU BI* BO*;
IRV MPFC; HU BI* BO*;
IRV MPFC; HU BI* BO*;
IRV FC210;
CAV 6440;
SA 2021;
IRV **-1;
IRV FORMA;
CX ICSDON;
AXV +2;
IRV **+2;
HRV DEBCAL;
AXV -1;
RX ICSDON;
IRV SIMUL+1;

HU;;; CG;;; DIST;;; GNBIN;;;
DISTRAN: 2052 600;+6; 2052 600;+6; 2052 600;+6; 2052 600;+6;
2052 600;+6; 2052 600;+6; 2052 600;+6; 2052 600;+6;
2052 600;+6; 3100;+7; 3100;+7; 3100;+7; 3100;+7;
3100;+7; 3100;+7; 3100;+7; 3100;+7; 3100;+7;
3100;+7; 3100;+7;

PASINT: -10; -10; -10; -10; -10; -10; -8; -8; -8; -24; -20;
-18; -16; -14; -12; -10; -8; -6; -4;
DONN:-21;

DONNO: +1000; ; 0017 434; DONN1: +1000; ; 0017 434;
DONN2: +1000; ; 0017 434; DONN3: +1000; ; 0017 434;
DONN4: +1000; ; 0017 434; DONN5: +1000; ; 0017 434;
DONN6: +1000; ; 0017 434; DONN7: +1000; ; 0017 434;
DONN8: +1000; ; 0017 434; DONN9: +1000; ; 0017 434;
DONN10: +1000; ; 0017 434; DONN11: +1000; ; 0017 434;



DONN12: +1000; ; 0017 434; DONN13: +1000; ; 0017 434;
 DONN14: +1000; ; 0017 434; DONN15: +1000; ; 0017 434;
 DONN16: +1000; ; 0017 434; DONN17: +1000; ; 0017 434;
 DONN18: +1000; ; 0017 434; DONN19: +1000; ; 0017 434;
 DONN20: +1000; ; 0017 434;

DONNEE: X DONNO+3 BO*; X DONN1+3 BO*; X DONN2+3 BO*;
 X DONN3+3 BO*; X DONN4+3 BO*; X DONN5+3 BO*;
 X DONN6+3 BO*; X DONN7+3 BO*; X DONN8+3 BO*;
 X DONN9+3 BO*; X DONN10+3 BO*; X DONN11+3 BO*;
 X DONN12+3 BO*; X DONN13+3 BO*; X DONN14+3 BO*;
 X DONN15+3 BO*; X DONN16+3 BO*; X DONN17+3 BO*;
 X DONN18+3 BO*; X DONN19+3 BO*; X DONN20+3 BO*;

METET1;; METET2;;

TETBIN: 1750; X MILU11 BO*; 1604; X MILU10 BO*;
 1444; X MILU9 BO*; 1274; X MILU8 BO*;
 ; X MILUO BO*;

ICSTET;;
 MILU1;;
 MILU2;;
 MILU;;
 MILUBI;;
 ICSU;;
 W1;;
 W2;;
 TETA;;
 DEBIT;;
 W;;
 DEBIN;;
 DELDEB;;
 DELTET;;
 DELTPS;;
 GN;;
 ICSDON;;
 ICSINT;;
 TETBI;;
 MEM1:DISTAN BI* BO*;
 MEM2:PASINT BI* BO*;
 MILLE: 3720; +10;

MILU11: +885; 2000;+1; 2373 720;; 3146 314;7775;
 +825; 3424 364;; 3570 650;-2; 3554 424;7773;
 +765; 3231 464;; 3146 314;-3; 3656 050;7772;
 ; 3036 560;; 3310 550;7772; 2233 514;7772

MILU10: +885; 2000;+1; 3040 610;-1; 2030 450;-3;
 +855; +855; 3424 364;; 3361 524;-2; 2436 560;7773;
 +750; 3327 024;; 2340 354;7774; 3351 364;7772;
 ; 3000;; 2730 664;7771; 2335 140;7772;

MILU9: +925; 2000;+1; 3656 050;-2; 2355 444;7774;
 +805; 3546 314;; 2417 764;-3; 2477 370;7773;
 +750; 3160 510;; 3620 454;7774; 2641 624;77
 ; 3000;; 2661 410;7770; 3757 500;7771;

MILU8: +815; 2000;+1; 2462 304;7774; 2071 260;7773;
 +705; 3205 100;; 3131 230;7773; 2233 514;7772;
 ; 2643 654;; 3302 114;7767; 3146 314;7771;

MILUO:;;;;;;;



A N N E X E C

COMPENSATION D'UN SYSTEME DU SECOND ORDRE SOUMIS A DES PERTURBATIONS.

COMPENSATION D'UN SYSTEME DU SECOND ORDRE SOUMIS A DES PERTURBATIONS

Nous présentons ici les calculs relatifs à un système du second ordre, dont l'intégration peut-être matérialisé par la présence d'une vanne assurant le réglage du débit d'une chaîne du premier ordre telle que celle du paragraphe III 2-2, représentant le procédé linéarisé.

La méthode de compensation proposée sur la figure (C4) relève du même schéma de principe que celle exposée en IV-3 : un premier bouclage du type retour d'état assure la réponse à un échelon de consigne, un deuxième bouclage élabore une grandeur de retour compensant la perturbation, cette dernière ayant à remplir les mêmes conditions que dans les calculs exposés en IV-3.

L'objet à régler est régi par l'équation matricielle

$$\begin{bmatrix} y_{n+1} \\ y_{n+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & \tau(1-D) \\ 0 & D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} y_n \\ y_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1(T-\tau + \tau D) \\ k_1(1-D) \end{bmatrix} (\epsilon_n + A_n)$$

Avec :

- k_1 : gain du procédé
- τ : constante de temps
- T : période d'échantillonnage
- D : $e^{-T/\tau}$
- y : sortie du procédé
- ϵ_n : erreur échantillonné
- A_n : perturbation.

Pour compenser la grandeur A_n , il suffit d'introduire (à l'aide du second bouclage) dans le terme ϵ_n une partie qui devienne égale à $-A_n$ au bout d'un temps minimal.

Or si l'on appelle u la sortie du modèle, il vient les récurrences suivantes

$$\hat{y}_{n+1} = D \hat{y}_n + k_1 (1-D) (\varepsilon_n + A_n)$$

$$\hat{u}_{n+1} = D \hat{u}_n + k_1 (1-D) \varepsilon_n$$

Soit

$$\hat{y}_{n+1} - \hat{u}_{n+1} = D (\hat{y}_n - \hat{u}_n) + k_1 (1-D) A_n$$

On voit donc que la grandeur A_n peut s'écrire

$$A_n = \frac{1}{k_1 (1-D)} \left[\hat{y}_{n+1} - \hat{u}_{n+1} - D (\hat{y}_n - \hat{u}_n) \right]$$

Par conséquent le second bouclage doit fournir à l'échantillonneur de gain k_2 la grandeur

$$\frac{1}{k_1 k_2 (1-D)} \left[\hat{y}_{n+1} - \hat{u}_{n+1} - D (\hat{y}_n - \hat{u}_n) \right]$$

Le réglage du retour d'état et du gain de l'échantillonneur se fait suivant les critères proposés dans la publication (12) soit encore :

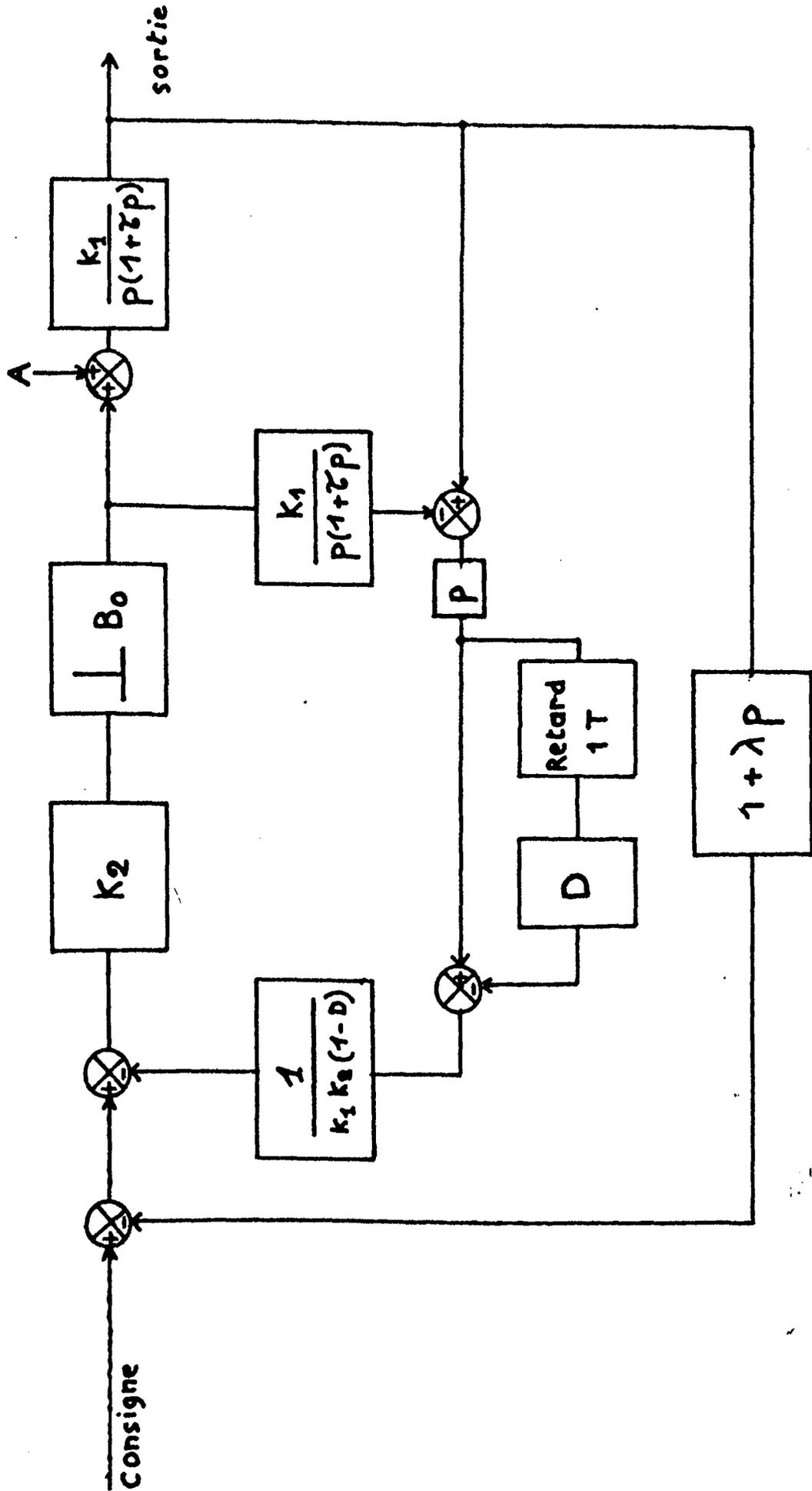
$$\lambda = \frac{\tau(1-D) - D^2 T}{1 - D}$$

$$k_2 = \frac{1}{k_1 T(1-D)}$$

Dans ces conditions le système annule son régime transitoire et la perturbation en deux périodes d'échantillonnage.

Comme le second bouclage ne prend en compte que les dérivées du modèle et du procédé, il est intéressant de ne simuler que la partie "premier ordre" du modèle, ce qui d'ailleurs nous affranchit des problèmes éventuels de saturation en cas de perturbation constante.

On peut donc constater que la méthode de compensation proposée et simulée dans le quatrième chapitre, reste d'une mise en oeuvre assez simple pour un système du second ordre.



BIBLIOGRAPHIE

- /1/ "Recommandations Pratiques Internationales
- Structures en bétons légers -"
Comité européen du béton - 11^e session plénière - Bruxelles - Octobre 1966.
- /2/ "Les bétons légers"
Notice technique N° 102 du Centre d'Assistance technique et de documentation du bâtiment et des travaux publics.
- /3/ A.G. LOUDON, E.F. STACY.
"The thermal and acoustic properties of lightweight concretes"
Building research on structural concrete - Vol.3 - Mars Avril 1966.
- /4/ "Le bâtiment en mutation"
Le Monde - 18 Novembre 1971.
- /5/ L. ALVISET.
"Les granulats légers d'argile et de schiste expansés"
Tuiles et briques. N° 89 - 1^{er} Trimestre 1972.
"Les bétons légers à base de granulats d'argile expansé"
Chronique du Laboratoire CEBTP
- /6/ Note sur la fabrication des granulats légers
Note interne des H.B.N.P.C., département E.T.R.
- /7/ M. COCHELIN.
Conduite centralisée à la cimenterie du Val d'Azeuges.
- /8/ Journées d'étude A.F.C.E.T. sur l'identification de processus
Comptes-rendus - 17 Avril 1970.
P. VIDAL.
Automatique complexe - 1970.

/9/ S.S.L. CHANG.

"Synthesis of Optimum Control Systems"

Mac Graw-Hill 1961.

P. LEFEVRE

"Optimalisation quadratique des systèmes linéaires"

Cours E.S.E. 1968.

/10/ G. GILLES

"Commande optimale par ordinateur numérique d'un échangeur thermique"

C.R. des journées d'étude de la conduite automatique des processus -

Lille - 27 - 30 Septembre 1971.

/11/ B. LEBEAU, A. RAMAZ, C. FOULARD, M. BAUDRAND.

"Régulation du grammage de papier"

C.R. Colloque Franco-Suédois de conduite de procédés -

18 - 19 Octobre 1971.

/12/ P. VIDAL

"Systèmes échantillonnés non-linéaires"

Gordon and Breach -1968.

/13/ C. MELIN, J.M. TOULOTTE

"Les machines hybrides".

/14/ N. MALVACHE, G. MILBLED, J.M. TOULOTTE.

"Adaptation de l'opérateur humain aux informations visuelles floues"

C.R. Symposium sur les problèmes d'identification.

Bratislava - 5 Octobre 1971.

/15/ F. de LA VALLEE POUSSIN.

"Commentator's papers"

5° Congrès Mondial de l'I.F.A.C. - 12-17 Juin 1972.

PLAN du MEMOIRE

CHAPITRE I

1. Bétons légers -----	3
1. Définitions -----	3
2. Classification fonctionnelle -----	4
3. Caractéristiques principales -----	5
4. Intérêt des bétons légers et perspectives d'avenir -----	7
2. Schistes et argile expansés -----	8
1. Introduction -----	8
2. Fabrication à base d'argile -----	8
3. Fabrication à base de schistes -----	9
3. Description de l'usine pilote -----	10
4. Introduction de l'automatisation -----	12
1. Fonctionnement du prototype -----	12
2. Motivation de l'automatisation -----	14
3. Etapes de l'automatisation -----	15

CHAPITRE II

1. Généralités -----	17
1. Première approche du problème -----	17
2. Difficultés inhérentes à la structure -----	19
2. Le rapport du C.E.R.C.H.A.R. -----	20
1. Buts et moyens de l'expérience -----	20
2. Résultats -----	21
3. Remarques -----	25
3. Cinétique de la décarbonation -----	26
1. Hypothèses de départ et notation -----	27
2. Calcul du taux de carbone -----	28
3. Vitesse de décarbonation -----	29
4. Modèle du taux de carbone -----	29
5. Modèle complet : température et taux de carbone -----	30
6. Non linéarité $h(u, \theta)$ -----	34

4. Réglages statiques -----	35
1. Calcul du rayon des nodules -----	35
2. Température de préchauffage -----	38

CHAPITRE III - ADAPTATION DU MODELE AU PROCÉDE REEL

1. Difficultés de l'adaptation -----	40
2. Utilisation du modèle pour le décarbonneur -----	41
1. Estimation du taux de carbone en tout point du four -----	41
2. Relation liant le débit d'air à la température -----	45
3. Simulation du modèle avec synchronisation numérique -----	48
1. Simulation analogique -----	49
2. Simulation numérique -----	52

CHAPITRE IV - CONDUITE ENVISAGÉE

1. Mesures des températures -----	58
2. Structure générale de la commande -----	61
3. Algorithmes de correction -----	64
1. Première méthode -----	65
2. Deuxième méthode -----	69
4. Performances pratiques des algorithmes -----	72
1. Intérêt des simulations -----	72
2. Principe et schéma général de simulation -----	72
3. Résultats et discussion -----	73
A. Première méthode -----	76
B. Deuxième méthode -----	83
CONCLUSION -----	93

ANNEXE A - Rapport du C.E.R.C.H.A.R.

ANNEXE B - Programme de simulation de la décarbonation

ANNEXE C - Compensation d'un système du second ordre soumis à des perturbations

BIBLIOGRAPHIE

